

第183研究部会
船尾振動・騒音の軽減を目的とした
プロペラ及び船尾形状の研究

報 告 書

昭 和 58 年 3 月

社 団 法 人

日 本 造 船 研 究 協 会

3か年計画の最終年度として、これまでの研究成果を主として実験により検証する形で進められた。内容的には次の3分野にわかつて報告されている。

1. レーザー流速計を実船伴流計測へ適用する場合に解明しておくべき事項の評価
2. ハイスキュープロペラによる船尾振動・騒音低減効果確認実船実験を主テーマとし、通常型プロペラとの比較、関連する模型実験及び理論計算、全般的な評価
3. 船尾形状とウェークの関係についての総合評価、補足計算

は し が き

本報告書は、日本船舶振興会昭和57年度補助事業として日本造船研究協会第183研究部会において実施した「船尾振動・騒音の軽減を目的としたプロペラ及び船尾形状の研究」の成果をとりまとめたものである。

なお、船舶技術研究所と本会の間で共同研究契約を締結すると共に、青雲丸実船実験に関して航海訓練所、日本海事協会及び本会の三者間においても共同研究契約を締結して研究を効率的に進めた。

本研究に参加された方々は次のとおりである。

第183研究部会委員名簿

(敬称略、順不同)

部 会 長	乾 崇 夫(玉 川 大 学)
副 部 会 長	横 尾 幸 一(日本造船技術センター)
委 員	田古里 哲 夫(東 京 大 学) 加 藤 洋 治(東 京 大 学) 田 中 一 朗(大 阪 大 学) 仲 渡 道 夫(広 島 大 学) 山 崎 隆 介(九 州 大 学) 中 武 一 明(九 州 大 学) 高 橋 肇(船 舶 技 術 研 究 所) 右 近 良 孝(船 舶 技 術 研 究 所) 小 山 鴻 一(船 舶 技 術 研 究 所) 筒 井 利 明(航 海 訓 練 所) 児 玉 良 明(船 舶 技 術 研 究 所) 和 田 俊 夫(航 海 訓 練 所) 山 本 勝 夫(航 海 訓 練 所) 高 橋 通 雄(日 本 海 事 協 会) 塙 原 修(日本造船技術センター) 佐 藤 和 範(日本造船技術センター) 川 口 升(三 菱 重 工 業) 藤 本 亮 典(日 本 鋼 管) 片 桐 德 二(石 川 島 播 磨 重 工 業) 谷 林 英 毅(三 菱 重 工 業) 湯 浅 肇(三 井 造 船) 杉 村 泰(三 井 造 船) 国 米 昭 久(日 立 造 船) 藤 本 留 男(日 立 造 船) 坂 尾 稔(川 崎 重 工 業) 岡 本 洋(川 崎 重 工 業) 牛 島 秀 利(住 友 重 機 械 工 業) 田 中 陽(川 崎 重 工 業) 黒 田 直(尾 道 造 船) 白 木 東(日 本 鋼 管) 荻 野 繁 之(佐 野 安 船 渠) 岡 本 幸 彦(日 本 鋼 管) 三 沢 俊 彦(三 保 造 船 所) 川 隅 一 道(佐 世 保 重 工 業) 高 幣 哲 夫(明 石 船 型 研 究 所) 東 哲 朗(大 阪 造 船 所) 菅 野 博 志(ナ カ シ マ プ ロ ペ ラ) 相 沢 幸 治(新 潟 鉄 工 所) 平 山 伝 治(赤 坂 鉄 工 所) 山 崎 正 三 郎(神 戸 製 鋼 所) 笹 部 敏 次(大 阪 商 船 三 井 船 舶) 板 沢 順(か も め プ ロ ペ ラ) 田 中 正 人(日本船舶品質管理協会) 浅 井 孝 雄(日 本 郵 船) 大 東 俊 一(小 野 测 器) 道 脇 文 彦(新 和 海 運) 萩 野 芳 造(日 本 無 線)

第183研究部会第1小委員会委員名簿

(敬称略、順不同)

主 査	杉 村 泰(三 井 造 船)
委 員	田古里 哲 夫(東 京 大 学) 武 井 幸 雄(船 舶 技 術 研 究 所) 児 玉 良 明(船 舶 技 術 研 究 所) 佐 藤 和 範(日本造船技術センター)

岡村尚明(石川島播磨重工業)
湯浅肇(三井造船)
佐々木紀幸(住友重機械工業)

藤田孝(三菱重工業)
斎藤泰夫(川崎重工業)

第183研究部会第2小委員会委員名簿

(敬称略、順不同)

主 委 員 査	加藤洋治(東京大学)	右近良孝(船舶技術研究所)
	山崎隆介(九州大学)	高橋通雄(日本海事協会)
	小山鴻一(船舶技術研究所)	片桐徳二(石川島播磨重工業)
	塩原修(日本造船技術センター)	湯浅肇(三井造船)
	笛島孝夫(三菱重工業)	岡本幸彦(日本鋼管)
	佐藤隆一(石川島播磨重工業)	一色浩(日立造船)
	永松宣雄(川崎重工業)	山崎正三郎(神戸製鋼所)
	佐々木紀幸(住友重機械工業)	
	久保博尚(ナカシマプロペラ)	

第183研究部会第3小委員会委員名簿

(敬称略、順不同)

主 委 員 査	田中一朗(大阪大学)	仲渡道夫(広島大学)
	田古里哲夫(東京大学)	姫野洋司(大阪府立大学)
	鈴木敏夫(大阪大学)	高橋通雄(日本海事協会)
	上田隆康(船舶技術研究所)	森正彦(石川島播磨重工業)
	佐藤和範(日本造船技術センター)	笠原良和(日本鋼管)
	永松秀一(住友重機械工業)	田中陽(川崎重工業)
	富永博之(佐世保重工業)	藤本留男(日立造船)
	玉井浩正(明石船型研究所)	川口昇(三菱重工業)

第183研究部会第4小委員会委員名簿

(敬称略、順不同)

主 委 員 査	高橋肇(船舶技術研究所)	田中一朗(大阪大学)
	山崎隆介(九州大学)	田村兼吉(東京大学)
	加藤洋治(東京大学)	武井幸雄(船舶技術研究所)
	上田隆康(船舶技術研究所)	右近良孝(船舶技術研究所)
	児玉良明(船舶技術研究所)	小山鴻一(船舶技術研究所)
	和田俊夫(航海訓練所)	山本勝夫(航海訓練所)
	塩原修(日本造船技術センター)	佐々木康夫(日本海事協会)
	杉村泰(三井造船)	藤本亮典(日本鋼管)
	白木東(日本鋼管)	須藤正信(日本鋼管)
	片桐徳二(石川島播磨重工業)	一色浩(日立造船)
	湯浅肇(三井造船)	笛島孝夫(三菱重工業)
	佐藤隆一(石川島播磨重工業)	永松宣雄(川崎重工業)
		上入佐光(三井造船)

佐々木 紀 幸(住友重機械工業)
久保博尚(ナカシマプロペラ)

岡本幸彦(日本鋼管)
山崎正三郎(神戸製鋼所)

討議参加者名簿		(敬称略、順不同)
黒部雄三(船舶技術研究所)	角川明(船舶技術研究所)	
渡辺卓嗣(航海訓練所)	兵藤庄治(航海訓練所)	
武藤皓洋(航海訓練所)	宮沢多(三菱重工業)	
日下治夫(航海訓練所)	小柴幸雄(石川島播磨重工業)	
堤 弘(日本船舶品質管理協会)	森山良信(大阪造船所)	
塙 友雄(佐野安船渠)	中村直人(三菱重工業)	
村上光功(日立造船)	凌志浩(日本海事協会)	
浅葉稔(日本钢管)	松田修(ナカシマプロペラ)	
杉田泰雄(住友重機械工業)	中崎正敏(大阪造船所)	
山野惟夫(川崎重工業)	前川裕一(佐世保重工業)	
星野徹二(三菱重工業)	海津源治(ナカシマプロペラ)	
中島稔(ナカシマプロペラ)	深沢正樹(かもめプロペラ)	

目 次

1. まえがき	1
2. 実船伴流計測のためのレーザー流速計の性能試験研究	6
2.1 緒 言	6
2.2 試 験 計 画	6
2.3 試験計測装置	6
2.3.1 ズームレンズ	6
2.3.2 実験用補助水路	7
2.3.3 コヒーレンス度計測装置	7
2.3.4 多層膜ミラー	7
2.3.5 解 析 装 置	7
2.3.6 その他の計測装置	7
2.4 試験および試験結果	8
2.4.1 コヒーレンス度計測	8
2.4.2 小水槽による流速計測試験	8
2.4.3 10m水槽による流速計測試験	9
2.4.4 トラバースの精度	9
2.5 試験結果の考察	9
2.6 本研究成果をふまえた今後のアプローチ	19
2.6.1 実船計測に関するその後の現状調査	19
2.6.2 本研究成果及びその後の現状調査より得られる指針	19
2.6.3 今 後 の 方 針	21
3. プロペラに関する研究	29
3.1 緒 言	29
3.2 青雲丸ハイスクュープロペラの設計	29
3.2.1 序	29
3.2.2 抵抗自航試験および伴流計測	30
3.2.3 ハイスキュープロペラの設計	37
3.2.4 プロペラ単独試験	50
3.3 青雲丸における実船実験	53
3.3.1 序	53
3.3.2 工 事 概 要	56
3.3.3 実 船 実 験	62
3.3.4 推力及び馬力の計測	65
3.3.5 キャビティ範囲の観察	71
3.3.6 キャビティ厚みの計測	77
3.3.7 船尾変動圧力の計測	90
3.3.8 キャビテーション騒音の計測	100
3.3.9 翼応力の計測	106

3.3.10 軸 力 の 計 測	110
3.3.11 船体振動の計測	112
3.3.12 船内騒音の計測	122
3.4 模 型 実 驗	124
3.4.1 キャビティ範囲の観察	124
3.4.2 キャビティ厚みの計測	139
3.4.3 変動圧力の計測	144
3.4.4 キャビテーション騒音の計測	149
3.5 理 論 計 算	153
3.5.1 目 的	153
3.5.2 変動圧力および起振力の計算	153
3.5.3 考 察	154
3.6 結 言	165
4. 船尾形状とウェークの研究	169
4.1 緒 言	169
4.2 涡度分布について	171
4.3 ポテンシャル計算	181
4.4 境界層計算	190
4.5 伴流分布の相違とプロペラ起振力	208
4.6 船尾形状と伴流分布の関係	213
4.7 他船型による船型と伴流分布の関係	222
4.8 結 言	228
5. あ と が き	230

1. まえがき

「船尾振動・騒音の軽減を目的としたプロペラ及び船尾形状の研究」を主題として昭和55年4月、3年計画で発足した当SR 183研究部会も、本年をもってその最終年度を迎えることとなった。本主題が3年前にSRとして採り上げられるに至った主たる理由は、主機馬力の増大、船殻設計の合理化・軽量化、省エネ対策としての大直径プロペラの採用、さらには幅広浅喫水のごとく伴流不均一化を助長しがちな方向への船型の移行などの諸要因が重なって、船尾振動と騒音の問題が関係者間で重大視され、これらの軽減に対するニーズが急速に高まってきたことによることは初年度報告にも触れた。

しかし、SRのような共同研究組織が真に有効に機能するためには、その課題選定に当って、単に社会的ニーズを優先させるだけでは駄目で、その課題が選定された場合、これと直接取組む側、つまり研究を担当実施する側において、問題解決に必要な技術ポテンシャルが十分蓄積され、精神的な意欲も含めて充電されているか否かが成否の岐れ目になる。

この見地から、本研究部会発足に至るまでの十年ないし十数年の日本の船型学の流れを、研究担当者の内側から眺めてみると次の一点が鮮明に浮き彫りされる。すなわち、昭和40年代に入ってから大学・研究所・企業がそれぞれの立場、役割に応じて、キャビテーションを含むプロペラ関係の研究施設・研究者の質と量の強化に努めてきた、その総合効果がこのSR 183で見事に発揮されたとみる。

実は、本部会発足には前史がある。前述のような情況下に、プロペラ(特にキャビテーション)のみを主題とした新規SRの申請が関係者の間でいくたびか試みられたことがある。しかし不幸にして、その時機が折からの造船構造不況と重なり、SR全体の規模縮小の陰にかくれて、遂に陽の目を見ずに終った。SR 183が生まれる背景として、この事実は記憶されて然るべきものと思われる。

さて、船尾振動・騒音の対策上もっとも留意すべきことはプロペラ翼がチップ・クリアランスのもっとも少ない船底直下を通過するさいに発生する非定常キャビテーションであり、たんにキャビテーション・パターンだけではなくキャビティの厚み分布とその積分効果であるキャビティ・ボリュームを調べる必要がある。キャビティ厚み計測については、模型プロペラに関し、最近、船研においてレーザー光を利用した計測が実施されていたので、同一原理を実船プロペラのキャビティ厚み計測にも適用しうるか否かを第1小委員会で検討した結果、海水の透過度等外的条件さえ恵まれれば可能との見透しをえた。

ここで実船実験と本SR 183が発足するまでの経過関係に触れる必要があろう。本SR 183が生まれるまでの中間段階で実船伴流計測(レーザー流速計を主軸とする)がその課題の中のひとつの目玉になっていた。実船伴流は船型設計者にとり最後まで残る永遠の(?)ブラック・ボックスである。プロペラの非定常キャビテーションの原因は伴流の不均一性にあるから、実船伴流計測と前記キャビティ厚み計測が同時に実施されることは理想である。しかし、第1小委員会の結論に従えば、プロペラ周辺の流場を搅乱しないという点で実船伴流計測にはレーザー・ドップラー流速計が最適であるが、第一にコスト面(6.0 ~ 6.5千万円)で本部会としては無理であり、また技術的には光ファイバーの利用が望ましく、現在急上昇中のこの方面的開発テンポからみて2~3年さきにチャンスがこよう、とのことである。

実船実験を実施するからには少くとも1年、できうれば1年半の準備期間を必要とする。時機は迫っていた。しかも与えられた研究費の枠は少ない。実施するとすればかなりの無理を覚悟でやるしかない。結論は、この実船実験によってえられる業学界全体のメリットと上記の無理とのバランスで決まる。メリットとしては研究を担当実施する側だけでなく、直接的には供試船を提供して下さる船主を含めて研究の技術的成果を享受する側の立場をも広く考える必要がある。

判断は下された。すなわち、当面実船伴流計測は断念するとしても、いま仮に適當な供試船の供与を受けることがで

きるのであれば、本船が装備している筈の通常型プロペラと本研究部会が全知全能を絞って設計製作したハイスクープロペラとの双方について、前記キャビティ・ボリュームの計測(実船としては世界で最初)を頂点として、船尾振動と騒音に関連する諸項目(キャビティ・パターン、水圧分布ないしサーフェス・フォース、キャビティ・ノイズ、船内振動・騒音・推力・トルク変動等)の同時計測を実施し、ハイスクープロペラ採用の効果をたんにサーフェス・フォース、船内振動、推力・トルク変動等の最終結果だけでなく、キャビティ・ボリュームを含めて流力的諸現象との関連において比較検証し、これによって船尾振動に関する理論的推定法を確立することは本研究部会最終年度の課題として相応しいと結論された。

上記方針のもとに、昭和56年度(第2年次)に入ると同時に、近い将来の実船伴流計測実験を想定してその候補船適格条件とりまとめを担当していた第1小委員会において、急速上述の意味での供試候補船リストを別途作成、これにもとづいて全年6月より8月上旬にかけて実船実験(略してA.S.T.)準備小委員会(その後正式に第4小委員会に発展)が非公式に発足、船研(特に高橋肇推進性能部長)が中心になり、最終的には運輸省航海訓練所のご理解をえて全所所属訓練船青雲丸(昭43/11建造)を実験船として供与して頂けることとなった。これらの経過については付記(前年度(昭56)における実船実験準備に関する経過)に記した通りであるが、本実船実験に関しては航海訓練所側の全面的なご協力をうると共に、同所としても独自の所内研究テーマとして正式に採用された。

一方、日本海事協会技術研究所では、かねてより振動・騒音・プロペラ翼及び軸系強度等に関し豊富な実船計測の経験・技術と熱意とを有しておられたが、供試船青雲丸の決定と同時に、本実船実験への参加協力を約され、さらには本部会が当然負担すべき費用(たとえば青雲丸プロペラ軸をソリッドからホローに仕様変更するための追加費約250万など)の一部肩替りまでして頂くことになった。

かくして青雲丸実船実験は軌道に乗り、日本造船研究協会が航海訓練所及び日本海事協会とそれぞれ研究契約を結んで実施されることとなった。また、本部会内部の担当としては、実船計測に直接関係する諸事項を第4小委員会が、模型実験、理論計算・設計を第2小委員会がそれぞれもつこととした。なお青雲丸が日本鋼管(鶴見)で建造された関係で第4小委員会には全所から須藤委員(のち藤本委員に交替)の参加を要請した。

昭和57年1月上旬、昭和57年度SR関係予算内示があり、SR183としての申請額4,500万円が3,790万円(-710万円)とされた。元来4,500万円なる申請額自体は、SR全体予算の縮小傾向に合わせて、本来必要な予算項目(たとえば入渠料)を切捨てていたため、この大幅削減はショックであった。止むをえず、本実船実験によるメリットの主たる受益者ということで、実船用ハイスクープロペラ製作に関し関係メーカー側の出血協力により切抜けたが、その影響は初年度以来、予算配分の少なかった第3小委員会の予算をさらに一層圧迫する結果となった。

ここで、第3小委員会の活動に触れる必要がある。第3小委員会では粘性抵抗(具体的には形状因子)が小さく、しかも可能な限り均一な伴流をもたらす船形(特に船尾形状)を、3次元境界層理論を含む各種理論的アプローチと回流水槽による小型模型実験とを併用して追求してきた。

過去3ヶ年まことに僅少な研究予算配分のなかにあって、初年度、次年度、さらに本年の最終年度を含めて報告書に見られる通りの成果がえられたことは、主査はじめ各委員の熱意と、その背景として、回流水槽懇談会を中心とした実験技術の研鑽と故笛島秀雄教授以来のわが国における船舶粘性流体力学の学問的伝統の光があったことを記しておきたい。

以下、本報告書の構成は次の通りとなっている。すなわち、第1章(まえがき)、第2章(実船伴流計測のためのレーザー流速計の性能試験研究)、第3章(プロペラに関する研究)、第4章(船尾形状とウェークの研究)、第5章(あとがき)。このうち第2章と第4章はそれぞれ第1および第3小委員会関係である。これに対して、第3章は全部で6節か

ら成り、もっとも内容が多い。そのうちの前半が(3.2)「青雲丸ハイスキュー・プロペラの設計」と(3.3)「青雲丸における実船実験」で、後者はさらに計測項目ごとに1・2の小節に岐かれる。このうちの(3.3.2)「工事概要」は日本鋼管、(3.3.3)「実船実験」、(3.3.4)「スラスト、馬力の計測」は航海訓練所、(3.3.9)「翼応力の計測」、(3.3.10)「軸力の計測」、(3.3.11)「船体振動の計測」は日本海事協会技術研究所が、それぞれ担当されたものである。従って、本報告書は日本造船研究協会SR 183の最終報告書であると同時に航海訓練所および日本海事協会との共同研究報告書でもあるという二重の性格をも兼ねたものであることを付記する。

第3章の後半の主たる内容は(3.4)「模型実験」、と(3.5)「理論計算」で、いずれも第2小委員会担当の部分である。

以上を要約すると、第1小委員会では、近い将来レーザー流速計を主武器とする実船伴流計測に備えて関連する計測技術上の問題点を広い角度から検討し、第2・第4小委員会では青雲丸実船実験を軸として、ハイスキュー・プロペラによる振動軽減効果をキャビティ・ボリュームの理論予測法を含めて確認し、さらに第3小委員会においては回流水槽による小型模型実験とポテンシャル計算・3次元境界層計算を併用しつつ船尾形状と伴流分布、特に渦度分布との関係を詳しく調査した。

(付記) 前年度(昭56)における実船実験準備に関する経過

過去において日本造船研究協会の共同研究(いわゆるSR)のうち抵抗・推進関係で実船実験を行なった例は二、三あるが、その大部分が民間船主所有の新造船引渡し時の速力試運転の機会を利用しておらず、今回のように既に就航中の、しかも官庁所属の船の提供を受けるのはSRとして初めての経験であった。これに加えて今回の実船実験の計画そのものが当SR 183発足前の立案段階では十分確立されておらず、従って予算面での措置も、造船不況によるSR関係総枠の締めつけもあって必要最少限度額すら下まわるという好ましからざる条件のもとで実施された。今回は幸にして、関係各方面の物心両面にわたるご協力によってこの悪条件を克服することができたが、それにしても次の実船実験を含む新規SRの発足に当っては、立案の段階で供試船が決定されていることが望ましい。これによって今回経験したSR側の困難や、ご協力頂いた航海訓練所・日本海事協会・日本鋼管・プロペラメーカー等へSR側から及ぼした多大のご迷惑を次回からは回避できるものと思われる。以下はそのような反省録の意味を含めて、本年度報告に記載されるべくして掲載されなかった、昭和56年度における実船実験諸準備の経過の概要を記した。

供試船決定に至るまでの経過(昭和56年4月～7月)

「まえがき」本文に記したごとき実船実験の目的と計測に適した供試候補船リストを第1小委員会において作成した。選定条件は(i)小型船、(ii)1軸船、(iii)非商業船、(iv)東京付近、とした。うち(i)の「小型船」の条件は、SR 183として実船用ハイスキュー・プロペラを限られた予算内で造らねばならなかつたからである。これに関連してプロペラの直徑から価格を推定できる資料を第2小委員会において準備した。第5回第2小委員会(56.6.3)において上記資料をもとに検討した結果、「大成丸」(昭56.3竣工)を含めて運輸省航海訓練所所属の練習船のいくつかが候補として上った。早速、船研・高橋推進性能部長、全中塚総務課長(当時)らが非公式に航海訓練所に接触、全6月8日「実船実験に関する要望書」(A.S.T.準備小委員会資料1)を航海訓練所に提出した。全要望書の内容は、(1)SR 183の研究課題と組織、(2)実船実験の目的、(3)計測項目、(4)所要日数、から成っており、SR側として気にかかる問題点としてはキャビテーション・パターン観測用のTVやキャビティ・ボリューム計測のために外板に開口できるか否か、またこれらの計測は共に夜間に実施する必要があること、通常型とハイ・スキー型と2種のプロペラの比較をするので、プロペラ交換を含めて、第1次、第2次の2回にわたることなどであった。

航海訓練所におかれても本要望書にもとづき即刻検討され、全書には十分に記載されていない、いくつかの航訓側としての問題点・疑問点を確認のため、7月1日全所・鶴岡研究調査部長および岡野内研究第2課長(いずれも当時)が船研を来訪され高橋部長と意見交換、打合せを行つた。この席上、航訓としては「青雲丸」を対象として考えていること、

7月中に“陸上決定”し、諾の場合には当時オーストラリア方面に航海中の本船船長と電話連絡したいこと、練習船はみなスケジュールがつまっていること、57年度の本船入渠予定は4月および11月中旬～12月上旬、入渠先は入札によるので直前(2日前)でないと決まらないこと、青雲丸の経歴、特に振動問題、などについて情報の提供があった。

また航訓としては本船の振動が減るのは大変有難いので、残るいくつかの問題点が解決されるのであれば、本問題を57年度航訓内部の研究課題にとり上げるなどして積極的に協力したいこと、心配な点は翼応力とクラッシュ・アスター・ン性能であること、キャビティ観測窓開口の可否は今後検討したいこと、などの意見が述べられた(以上AST準備小委員会資料2)。その後7月6日岡野内課長より高橋部長宛に青雲丸プロペラの経歴につき、(1)振動がひどいので50年11月入渠の際4翼より5翼に交換、(2)54年11月入渠のさい、プロペラ・シャフトのテーパー部にフレッチングクラックを発見、グラインダーで応急修理、(3)55年11月入渠で再び17ヶ所にわたりクラック発見、NKのアドバイスにより56年11月入渠時に、キーレス・プロペラに交換の予定である旨の電話連絡(AST資料3)あり。続いて7月14日再度の電話連絡にて、(1)本日(7月14日)“陸上打ち合わせ”を行った結果、航訓としては“予算面上での若干の詰めはなお残るもの、実施することに決定”との連絡があり、事実上供試船「青雲丸」が決定した。(A.S.T.資料4)。なおSR183としては7月28日航海訓練所を正式に訪問、協力に対する謝礼と今後のお願いをした。

航海訓練所および日本海事協会と造研との共同研究契約(56.8.1)

56年7月17日および全24日、2度にわたり実船実験に関する検討会をもち、SR183としての体制を整え、特に第7回本委員会(56.7.24)より航訓から鶴岡部長、青雲丸建造先(昭43.11)の日本鋼管から須藤性能設計室長にそれぞれ委員として正式に参加協力して頂くこととなった。また翼応力の計測はハイスクュー・プロペラ開発のために特に重要なことで、この方面に経験の深い日本海事協会技術研究所の援助を申し入れたところ、星野所長(当時)の快諾されるところとなり、加えてプロペラ・シャフトをホローにするための費用をもNK側でご負担頂けることとなった。56年度にはSR183として実船実験関係予算は皆無であったため、このご協力は實に貴重であった。なお、前述のキーレス・プロペラに関連して航訓側とメーカー(日立造船・神奈川)との間には既に7月24日の時点でソリッド・シャフト仕様の契約が終了していたため、急遽これをホロー・シャフト仕様に変更、再契約の手続をとって頂いた。正に間一髪であった。(ホロー・シャフトの件は将来とも重要な件で特記した。)

かくして56年8月1日、航海訓練所(甲)、日本造船研究協会(乙)、日本海事協会(丙)、三者間に「船尾振動・騒音の軽減を目的としたプロペラに関する研究」に係る共同研究協定書が結ばれた。経費の分担は、甲が青雲丸運航に関する経費及び甲の研究費充当分、丙はプロペラ翼面応力の解析に必要なデータの採取及びこれに必要な施工・装置等諸準備に係る経費を、乙(SR183)は甲及び丙の経費を除く部分を、それぞれ負担することとなった。

青雲丸ハイスクュー・プロペラの設計・製作に関する問題(56年8月)

供試船も決まり、航海訓練所、NK技研との共同研究体制も整備され一段落とはなったが、青雲丸用ハイスクュー・プロペラをSR183としてどのメーカーに発注するかが問題となった。またコーン・ゲージを必要とするか否かの検討も急を要した。後者については、航海順練所側で振動対策も兼ねて本船の油タンクの位置を変更する案が出され、シャフトの交換が容易になったことと、キーレス・プロペラであるので、スリ合わせ精度は板ゲージで十分であるとの船舶局の了解もえられたので、製作の必要がなくなった(8月6日)。前者については、当時ハイスクュー・プロペラ(大型・固定ピッチ)の開発に特に力を入れているメーカーとしてK社とN社があり、その選考には、「青雲丸」が官庁船ということもあり、将来の影響も考えて慎重を期することとした。最終的には、1本のプロペラを両社が共同受託(設計と最終仕上げをK社、製作をN社)するという異例な形となったが、これは両社の強い希望にもとづく共同提案でもあったので、SR183としてもこれを受けることとしたものであり、この経過はのちにSR183の57年度予算が大幅に削減されたとき(57年1月)に活きてきた。選考のためにSR183側がとった手続きは次の通りである。すなわち8月4日付文書(実際にはそれより早く電話で依頼)にて、SR183部会長より両社宛「ハイスクュー・プロペラに関するアンケート」を依頼、8月6日までに同回答資料をえて、これにもとづき8月10日(1530~1730)日本造船術術センター

に部会長・副部会長・第2および第4小委員会主査の4名による幹事会を開き、回答資料を比較検討した。アンケートの内容は、(1)HSP性能推定法の技術、(2)製作実績、(3)青雲丸HSPについての意見（翼断面・スキー角・スキー分布・効率・水圧変動減少効果・翼面最大応力・製作精度・データの公開の可否・理論計算を含む設計費見積・直徑3.6m×5翼の場合の価格に対する）となっていた。アンケート回答を比較した結果は次の通りであった。(1)両社いずれの設計によっても不満足。SR183として独自の設計が必要。(2)そのためには56年度より開発作業を開始する必要あり。この場合、SRの指導の下にメーカー自身でも開発努力をすることが望ましい。また結果はメーカー自身の開発結果も含め、SRに直接関係のあるものはすべて公表すべきであろう。(3)製作そのものよりも、開発力と開発に対する熱意などを優先すべきである。

上記書面での予備審査を終えて、8月17日日本造船技術センターに前記4名のSR関係者（幹事会メンバー）のはかメーカー2社の出席を求め、さらに詳しく検討を加えた結果は前述の通り、両社の共同受託ということに決定した。なお、このさいSR183としては両社に対し下記依頼事項を文書により確認した。

SR183実船実験用プロペラに関する依頼事項

- ① プロペラ設計はSR183部会の作業であり、同部会の指導の下に、55・56年度の成果を活用して行うこと。
- ② 現在の設計法で設計されているHSPは青雲丸用として不満足な箇所があり、57年度の最終設計までに下記の項目について開発を行っておくこと。
 - (a) 強度：HSPは場合によりCP(conventional)よりも翼面の応力が大きくなる故にMAU断面にとらわれることなく、クラッシュ・アスター時等においても十分な強度を有するプロペラを開発すること。
 - (b) 性能：(a)で開発したプロペラは、効率・クラッシュ・アスター性能等がCPと同等以上であること、また船尾水圧変動はCPの50%以下であることを目標とする。
- ③ ②で述べた開発についてはメーカー独自の研究としても行ない、不足のないようにすること。
- ④ SRの性格を考え、本HSPの開発・設計についての一切の結果は②・③項のものも含め部会に報告すること。
- ⑤ メーカーによる結果の公表は部会長の事前の了承をうること。またメーカーとしての宣伝は一切しないこと。

昭和57年度研究計画書立案（56年8月～9月）

5月末より高橋肇主査を軸として航海訓練所との折衝をはじめ実船実験への準備に精力的な活動を続けてきたA.S.T.準備小委員会は8月17日日本造船技術センターでの第1回会合をもって正式に第4小委員会（主査高橋肇委員）となり、以後第2小委員会との連絡のもとに昭和57年度研究実施計画申請書作成等の重要な作業に当った。予算額は事業費総額4,500万円（補助金交付申請額3,600万円）としたが、この中に名目上当然計上すべきであった青雲丸の2度にわたる入渠費を計上しなかったことは大きな過失であった。このことは航訓側にも、また、日本钢管（浅野）側にも多大のご迷惑をかけたばかりでなく、荒天候という外的条件も加わったとはいえ、第1次実船実験において計測ケーブルの保護をSGPでなく簡易なプリカチューブとしたため破断事故を招く遠因となった。なお、これには57年1月の査定で、上記予算がさらに710万円削減されたことも大きくひびいた。

青雲丸の見学（56.12.3）

12月3日青雲丸がプロペラ及びプロペラ・シャフト交換のため、日立造船（神奈川）に入渠した機会をとらえ、全所において第2、第4合同小委員会（第1回）を開催、日下船長・兵藤機関長以下本船関係者列席のもとで技術的打合わせを行ったが、これは57年度における本実験に備える意味で極めて有効であった。

2. 実船伴流計測のためのレーザー流速計の性能試験研究

船舶技術研究所及び三井造船担当

2.1 諸 言

本年度は3ヶ年計画の第3年目最終年度である。

試験研究はレーザー流速計を実船伴流計測に応用する際に事前に解明すべき項目として、初年度に調査検討された「レーザー光の有効到達範囲の限界および計測精度」並びに「トラバース位置の検出精度」を中心に行った。

また、試験装置としては、昨年度製作したズームレンズ系を含む光学付属装置とトラバース装置および本年度製作した試験用補助水路とコヒーレンス度計測装置等から構成される計測システムを用いた。

試験結果について実船伴流計測に応用する観点から解析・評価を行い考察を加えた。

さらに、本研究成果をふまえた実船伴流計測の今後の進め方について検討した。

2.2 試験計画

55年および56年度に行ったレーザードップラ流速計(LDV)による実船伴流計測に関する調査研究の結果、問題点は次の2点に集約された。¹⁾

- (1) 長距離計測の際のレーザー光の有効到達範囲の限界および計測精度
- (2) 長距離計測の際のトラバース位置の検出精度

57年度は56年度に製作したズーム・レンズを中心とした光学装置、57年度前期に製作した試験用補助水路、コヒーレンス度計測装置、多層膜ミラー等を使用して、上記の問題点を中心に実験することにした。

具体的には主として下記の実験を行うこととした。

- (1) 船舶技術研究所に既設の10m小型水槽にLDV試験用の補助水路を設けて、それとズーム・レンズ系を用いて長距離点における流速計測を行った。
- (2) コヒーレンス度計測装置を用いて長距離計測点におけるレーザー光のコヒーレンス度すなわち、フリンジ(干渉縞)の精度、コントラスト等の計測を行った。
- (3) 直径300mmの多層膜ミラーとズーム・レンズ系を組み合わせて、 r , θ 方式のトラバースシステムをつくり、実際にトラバースを行って、その精度の検討を行った。

その他、海水条件に関連して、水の光減衰率の計測を行い、実験海域の光減衰率との関連を調査した。

2.3 試験計測装置

試験装置の概要を図2.3.1および図2.3.2(写真)に示す。本文で説明されていない主な装置として下記のものを用いた。

レーザー装置：米国、スペクトラ・フィジクス社製165-08型アルゴンイオンレーザー、総出力4W

光学装置：デンマーク、DISAエレクトロニカ社製55X型モジューラー

信号処理装置：同 上 55L90-La型カウンタープロセッサー

周波数シフター：同 上 55N10型

マイクロコンピューター：PC-8800(NEC)

シンクロ・スコープ：SS-3510(岩崎通信機)

2.3.1 ズーム・レンズ

ズーム・レンズについては56年度報告に1部検査結果を報告したが、さらに詳細について述べる。

ズーム・レンズの概要是図2.3.1.1に示されるように、LDVの光学系の前端部に設置して使用する。

ズーム・レンズのレンズ系は簡単に表わすと図2.3.1.2のように表わせる。L4の凹レンズを移動することにより焦点(レーザー・ビームの交差点、すなわち計測ボリュームである)を移動することができる。L4レンズと焦点の関係を表2.3.1.1に示す。

交差角の半分すなわち $1/2\theta$ は、流速を求める際の重要なファクターで、1mから4mの範囲でおよそ1.3%の変化があるが、これはあらかじめ求めておけば修正可能であり問題とならない。

ズーミング距離の測定は、L4レンズの移動により電気的パルスを発生する回路が内蔵されているので、カウンターを接続して、カウンターの読みと、ズーム・レンズのフロント・レンズの中心前面から焦点までの距離の関係を実測により求めた。その結果を図2.3.1.3に示す。焦点の移動距離1mmについておよそ2パルスとなっている。試験においては、この距離計測法を用いた。

2.3.2 実験用補助水路

10m水槽と局部的に水流をつくる回流装置等から構成されている。

10m水槽は図2.3.2.1が示すように長さ10m、幅1.0m、深さ1.1mで鋼製である。本実験のために、その1端に図2.3.2.2に示すような直径300mmの丸窓を増設した。この窓は実船計測の場合を想定して入射光線を適当な角度に保てるように、ジャバラをつけた。

回流装置は図2.3.2.3に示すように、逆止弁のついたノズル部と、ノンシールポンプ(既設)および、ターピン型流量計(既設)で構成されている。流量計算によると、およそ4m/sの流速が得られる。

その他、気泡発生装置、水フィルタ等が付属している。

外観を図2.3.2.4に示す。

2.3.3 コヒーレンス度計測装置

コヒーレンス度計測装置は図2.3.3.1に示すように、顕微鏡の対物レンズと、すりガラスのスクリーン、光ファイバーから構成されている。レンズはレーザー光の交差点に生じたフリンジ(干渉縞)を拡大し、スクリーンに投影する。光ファイバー(直径4μm)は、その投影されたフリンジを走査する。光ファイバーの末端はパワーメーターに接続されている。レンズ、スクリーン、光ファイバーを載せた台座は、それぞれ独立にX、YあるいはXYZ方向に精密なマイクロメーターによって移動できるようになっている。

付属しているパワーメーターは米国United Detector Technology社製のモデル12A型である。本パワーメーターは $10^{-8}W$ から 10^2W までの広範囲のレーザー・パワーを計測できる。図2.3.3.2と図2.3.3.3にそれぞれコヒーレンス度計測装置とパワーメータの写真を示す。

2.3.4 多層膜ミラー

多層膜ミラーはレーザー光線を反射して方向転換するもので、実船計測においてはr, θトラバース方式でθ方向のトラバースを行う役目を負うものである。

図2.3.4.1にミラーホルダーの図を示す。ミラーの直径は300mmで厚さは40mmのプリントガラスに誘電体を真空蒸着させた。

ミラーはミラーホルダーに支えられていて任意の方向に回転できる。回転角の読みとり精度は0.2°である。

2.3.5 解析装置

解析装置として、PC8800を使用した(図2.3.5.1)

信号処理装置とはインターフェースを用いて接続した。

データー処理プログラムはBASIC言語を用いた。そのプログラムのフロー・チャートを図2.3.5.2に示す。指定された数のデータをメモリに転送して、次にデータを処理し、ヒストグラム等を得ることができる。

2.3.6 その他の計測装置

LDVの調整用として、寸法が45cm×30cm×24cmの水槽内にミニポンプをおき水流をつくった。図2.3.6.1に

その小水槽を示す。

2.4 試験および試験結果

2.4.1 コヒーレンス度計測

本方式のようなフリンジ・モード・後方散乱方式では、レーザー光線の交差点(計測ボリューム)に生ずるフリンジの縞目の数およびそれらの明暗のコントラストがそれを通過する光散乱粒子の生ずるドップラーバースト信号の良否を決定する。そこで、計測ボリュームに生ずるフリンジについて精密に計測した。

計測はフロントレンズ前面から 786 mm, 1,195 mm および 3,630 mm の 3 点で行った。

方法は、まず、光学系のブラックセルを取り去り、コヒーレンス度計測装置によりフリンジを拡大してすりガラス上に投影した。そのフリンジの中央を光ファイバーにより走査して、コントラストおよび縞の間かくを計測した。

その結果は図 2.4.1.1 に示す。同図はフリンジをモデル化して表わしたものである。ドップラーバースト信号として有効な信号となり得る部分はおよそ 30 本あると考えられる。

目に見えた縞の数は、およそ 80 本であった。また、パワーメーターで計測したコントラストは、図に示した強度の最大と最小の比が 1.8 であった。

図 2.4.1.2 はフリンジをさらに拡大して白紙の上に投影して写真撮影したものである。図 2.4.1.1 はこのフリンジの中央を光散乱粒子が横切った場合に生ずるドップラー・バースト信号を表わすものと考えてよい。

結局、ズーム・レンズにより生ずるフリンジは、図 2.4.1.2 から分かるように、明りょうな縞模様を形成しており、明暗のコントラストも最大、最小比で 2 に近い値が得られた。

また、その形状とコントラストは交差点のフロント・レンズ前面からの距離によらず一定であった。また、実測による計測ボリュームの大きさは回転楕円体で表わして短かい直徑が 0.8 mm 長い直徑がおよそ 3 mm であった。

2.4.2 小水槽による流速計測試験

小水槽のミニポンプの吐出口に、内径 15 mm の透明なプラスチック管をつけて、その横に直徑 5 mm の穴をあけて管内流速を LDV で計測した。(図 2.3.6.1 参照)

小水槽の管内流は、計測距離とレーザーのパワーを変化させて計測した。その際、LDV の信号処理器のパラメータ、例えば增幅器のゲイン等はできるかぎり一定に保った。

それらの結果を、図 2.4.2.1 および図 2.4.2.2 に示す。縦軸は Data Rate と Validated である。

Data Rate とは、1 秒間に生じたドップラーバースト信号の中で有効な信号の個数を示すものである。また、Validated は多数生ずるドップラーバースト信号 1,000 個の中に上記述べた有効な信号の個数を示すものである。したがって、2 つの数値が高い精度と信頼度の高い計測ができるこことを意味する。

図 2.4.2.1 をみると、距離が変化しても Data Rate, Validated はあまり変化していない。これは小水槽の場合、レーザー光はほとんど空気中を通過するため光が水により減衰を受けないためと考えられる。

図 2.4.2.3 にマイクロコンピューターで解析した流速のヒストグラムを示す。流速のデーターは大きな範囲に渡って分布している。この結果から、流速を計算する場合、注意を要することがわかる。

図 2.4.2.2 はレーザー光のパワーが Data Rate と Validated におよぼす影響を調べた結果であり、やはり、水の減衰の影響がないため、単純にレーザーのパワーに比例して Data Rate と Validated が増加している。

また、ミラーを中間に入れて、計測した場合も、ミラーが無い場合と同様な Data Rate, Validated の値を得た。したがって、ミラーによる光学的な障害はほとんどないと考えてよいであろう。

上に述べた計測は人工的にシーディングしないで市営水道の水を使用した結果である。

直径 0.3 mm のステンレス線を 1 cm の距離をおいて、およそ 80 VDC の電圧をかけて、水素気泡によりシーディングを行ったところ、Data Rate, Validated 共に約 3 倍の値となった。水素気泡によるシーディングの効果は充

分みとめられた。

また、シフターをとり外して、小水槽において、流速計測を行った。計測距離は 2.7 m であった。

シフターをとり外したため、信号処理器の総合増幅率が低下して、Data Rate の最高値は 8 / sec. であった。しかし、Validated は最高 400 に達した。

流速計測結果として、ヒストグラムを図 2.4.2.4 に示す。図 2.4.2.3 と比較してみると、流速値のばらつきが少なく、ドップラーバースト信号がよいことを示している。

小水槽による実験の結果、レーザー光の減衰がない場合 4 m の距離において十分流速計測が可能であることがわかった。

2.4.3 10m 水槽による流速計測試験

10m 水槽において回流装置を用いて、小水槽と同様の試験を行った。

図 2.4.3.1 に距離が Data Rate 等へおよぼす影響を調べた結果を示す。10m 水槽においてはシーディング（水素気泡）を行って 2 m まで流速計測が可能であった。

小水槽の場合と異り、レーザー光が水中を透過する際に大きな減衰をうけたためである。

そこで、10m 水槽の水中におけるレーザー光（波長 514.5 nm）の減衰率を計測した。

その結果は下記のようになった。

条 件	減衰率(β)
注 水 直 後	0.109
2 日 目	0.128
5 日 目	0.329

ただし、減衰率は次のように定義されている。

$$I = I_0 e^{-\beta L}$$

I : 光度

I_0 : 初めの光度

L : 光の伝播距離

β : 減衰率

この結果から、注水して時間が経つと減衰率が増加することがわかる。図 2.4.3.1 は、注水直後の減衰率 β が 0.109 の条件で計測した。

図 2.4.3.2 は計測距離 1 m におけるレーザーパワーの影響を調べたものである。図 2.4.3.2 から、距離 1 m においては、レーザーパワーの最適値がおよそ 400 mW であることがわかる。

2.4.4 トラバースの精度

図 2.4.4.1 に示すように、ミラーを回転することにより周方向(θ), ズーミングすることにより半径方向(r) を変化させた。検査面を設けて、あらかじめ計算によって求めた点と、実際にレーザー光線の交差点の存在する位置の相違を調べた。

その結果は表 2.4.4.1 に示すとおりである。誤差の定義は計算による点と実験点の距離である。

結果によると誤差は 5 mm 以内になっている。この誤差は実船のプロペラの直径に対しておよそ 0.1 % である。表中の P.No 24 ~ 30 で誤差が大となったのは、カウンターがリバーシブルでないためにカウント誤差を生じたためである。正しいリバーシブルカウンターを取りつけることによって防止できる誤差である。

この誤差は実船のプロペラの直径に対しておよそ 0.1 である。

2.5 試験結果の考察

コヒーレンス度計測の結果については、図 2.4.1.1, 図 2.4.1.2 が示すように、フリンジの数、コントラスト

共に問題はないと思われる。

実際に計測中にシンクロスコープに現れたドップラバースト信号は標準的な形状を持つものが多かった。

また、距離に無関係にその形状が変化しないことはズームレンズ系が設計どおりに精密に製作されていることを示すものと考えられる。

小水槽による流速計測結果は、コヒーレンス度計測結果からも予想できるが、距離によらず流速計測が可能であった。しかし、計測点までの光路のほとんどが空気中であり、実船計測のシミュレーションとなっていない。

実船計測の可能性は、小水槽の結果から推測すると、光の減衰率に依存することがわかる。すなわち、水の光減衰率 β が0.109以下であれば、2m以上の計測距離で流速計測が可能である。

外洋海水の光減衰率を求めるため、2つの試みをしたが、確信できる値は得られなかった。*

外洋の海水の光減衰率を調査した例として図2.5.1がある²⁾。海洋水の減衰率 β が、波長を横軸に曲線で表わされている。10m水槽の最良の状態における β ($\lambda = 514.5\text{nm}$)を○印で表わした。この図からわかるように外洋の海水の減衰率は10m水槽水のそれよりも小さい。したがって、外洋においては10m水槽の限界であった2m以上の距離での計測が可能である。

単純に、10m水槽と同一強度の光が海洋の計測点で得ることができれば計測可能と考えると、光の減衰を表わす式から

$$I_1 = I_0 e^{-\beta_1 L_1} \quad (10\text{m水槽})$$

$$I_2 = I_0 e^{-\beta_2 L_2} \quad (\text{外洋海域})$$

ここで、 $I_1 = I_2$ 、 $\beta_1 = 0.109$ 、 $L_1 = 2.0\text{ m}$ 、 $\beta_2 = 0.03$ (図2.5.1から求めた)として L_2 を計算すると、 $L_2 \approx 7\text{ m}$ となる。海水の透明度の高い外洋では理想的には7mくらいまで計測できると推定できる。(参考文献3ではおよそ6mまで計測している)

r、θ方式のトラバースの精度について、2.4.4項で述べたとおり実船のプロペラの直径に対して、約0.1%の誤差であることがわかった。精度としては充分である。

解析装置として使用したマイクロコンピュータ(PC 8800)は簡単なインターフェス回路をなかだちとして、信号処理装置と接続ができた。本試験ではBASIC言語を用いてプログラム作成して使用したが、実船試験においては、より上級のマイクロコンピューターを用いて、データ処理速度を早くするために機械語によるプログラムの使用を考慮する必要が生ずるであろう。

参 考 文 献

- (1) 日本造船研究協会 第183研究部会「船尾振動・騒音の軽減を目的としたプロペラ及び船尾形状の研究」報告書 昭和57年3月
- (2) 海洋工学ハンドブック(I) 丸善
- (3) Kux, J. & Stöhrmann "Measuring Full-Scale Ship Wakes by Laser Doppler Veloximetry" International Symposium on Applications of Laser Doppler Anemometry to Fluid Mechanics, July 5-7 1982 Lisbon Portugal.

* 本部会・第4小委員会の青雲丸による実船試験の際、外洋の海水を採取して、持ち帰り減衰率を計測したが、水槽水のそれよりかなり大きな値となった。海水が輸送途中で変質したためと思われる。

また、実船試験で行った、プロペラ・キャビテーションの観測用テレビの画像の明るさから、光の減衰度を推定することを試みたが、定量化することが困難であったため、確信ある値が得られなかった。

表 2.3.1.1 ズームレンズの光学特性

E (mm)	Al (mm)	M (mm)	$\theta / 2$ Deg.
20	187	4,008	1.48
29	175	3,770	1.48
38	162	3,508	1.47
47	150	3,248	1.47
56	138	2,988	1.47
65	126	2,728	1.47
74	114	2,469	1.47
83	102	2,220	1.46
92	89	1,937	1.46
101	77	1,676	1.46
110	65	1,415	1.46
119	53.5	1,167	1.46

表 2.4.4.1 トライバースの誤差

P. No	r (mm)	θ (degree)	error (mm)	P. No	r (mm)	θ (degree)	error (mm)
1	2933	46.0	—	17	3148	45.5	4
2	"	47.0	4	18	"	46.5	4
3	"	47.5	3	19	"	47.0	5
4	"	48.0	4	20	"	48.0	4
5	"	46.0	4	21	"	45.5	5
6	"	46.5	3	22	"	45.0	4
7	"	45.5	5	23	"	44.5	4
8	"	45.0	3	24	2935	46.0	12
9	"	44.5	5	25	"	47.0	12
10	"	44.0	3	26	"	48.0	11
11	3041	46.0	4	27	"	45.0	11
12	"	47.0	4	28	"	44.5	12
13	"	48.0	4	29	"	45.5	12
14	"	46.0	4	30	3041	45.0	16
15	"	45.0	5				
16	"	44.5	4				

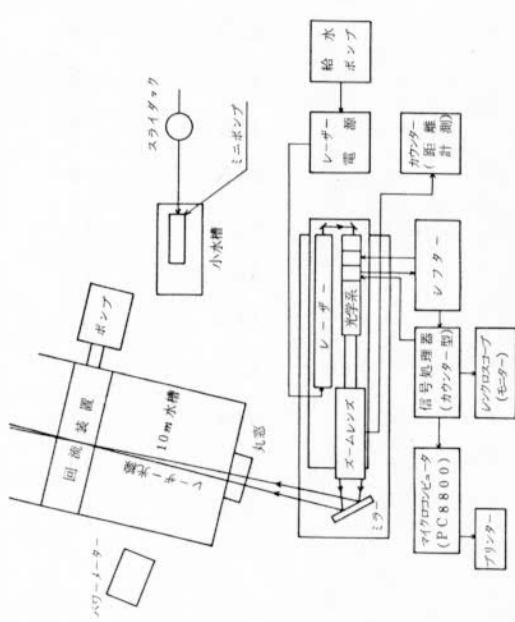


図 2.3.1 試験計測装置

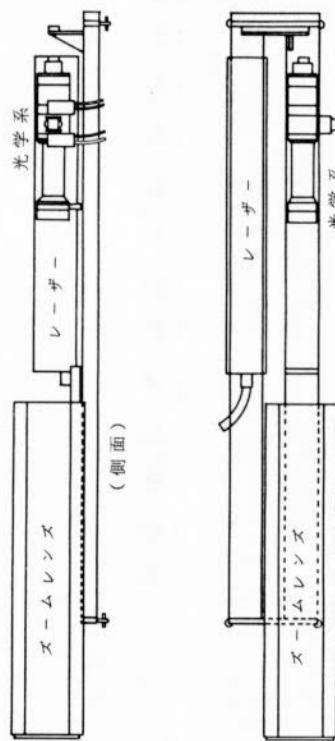


図 2.3.1.1 ズームレンズ

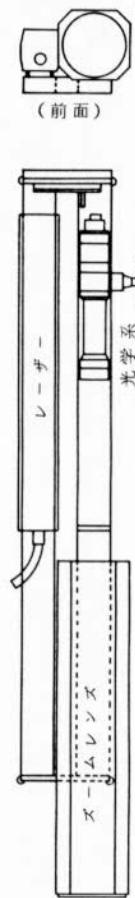


図 2.3.1.2 ズームレンズ

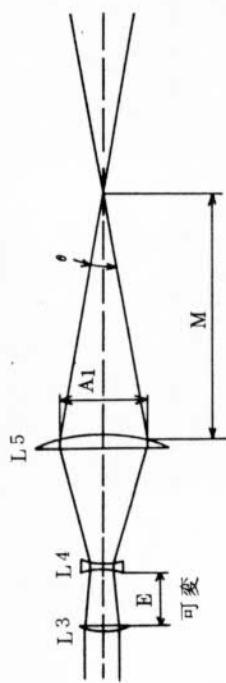


図 2.3.1.2 ズームレンズ

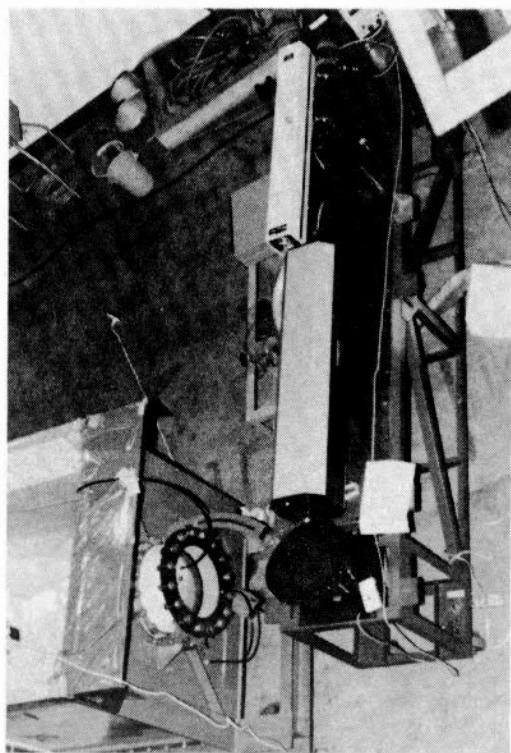


図 2.3.2 試験計測装置(写真)

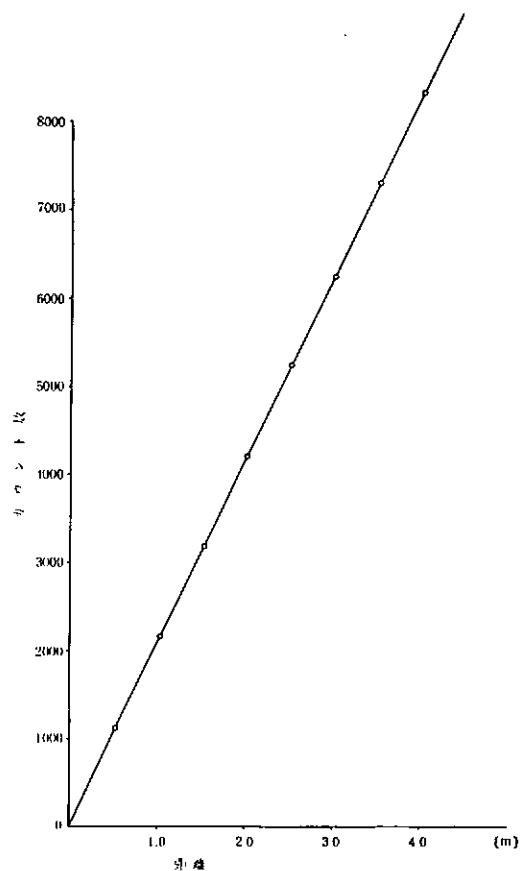


図 2.3.1.3 焦点距離とパルスカウント数

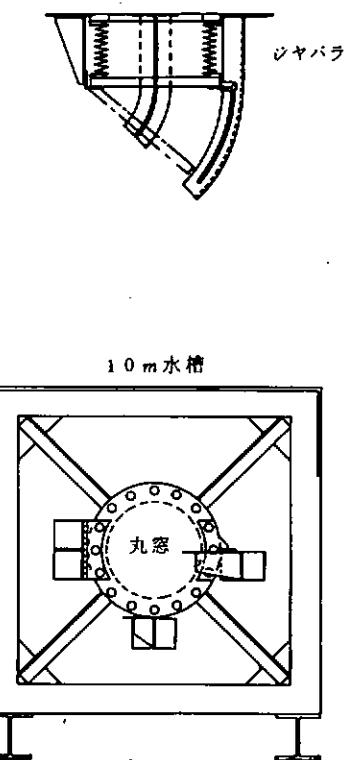


図 2.3.2.2 丸窓

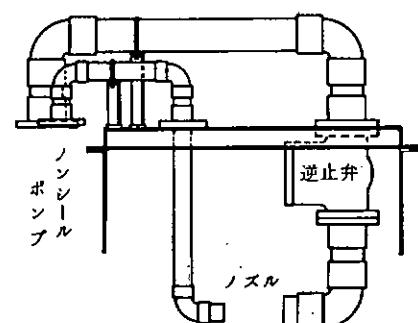


図 2.3.2.3 回流装置

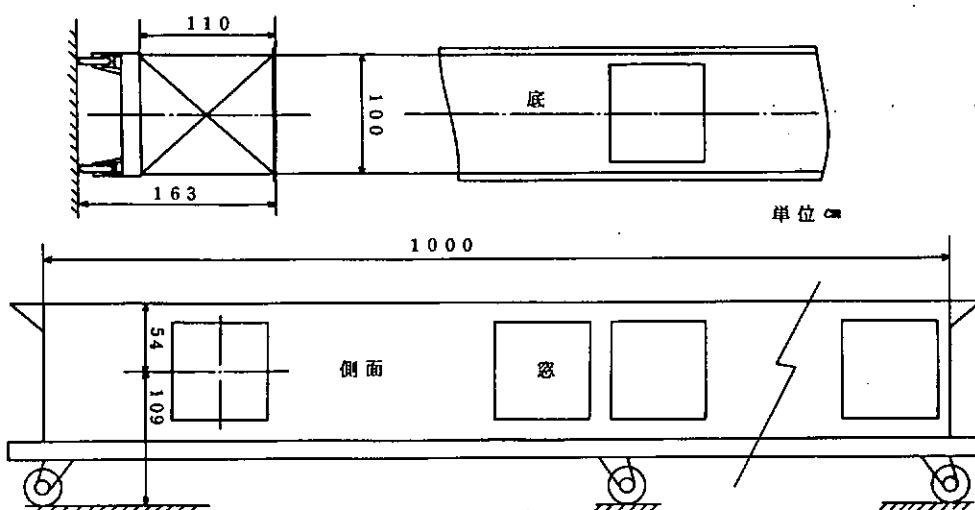


図 2.3.2.1 10m水槽

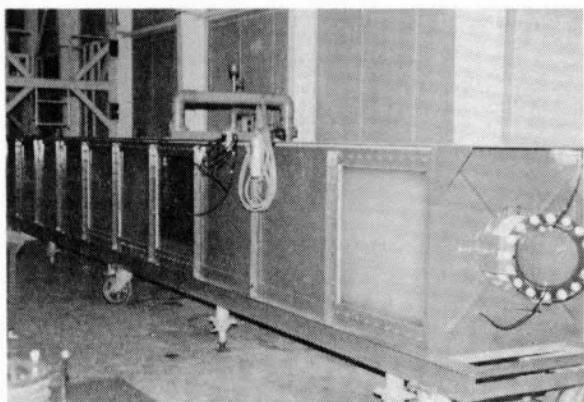


図 2.3.2.4 10m 水槽外観

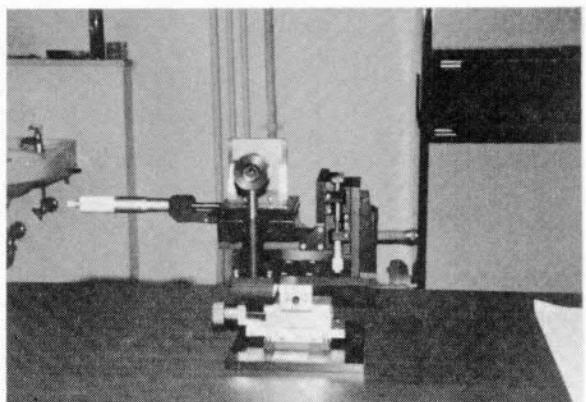


図 2.3.3.2 コヒーレンス度計測装置

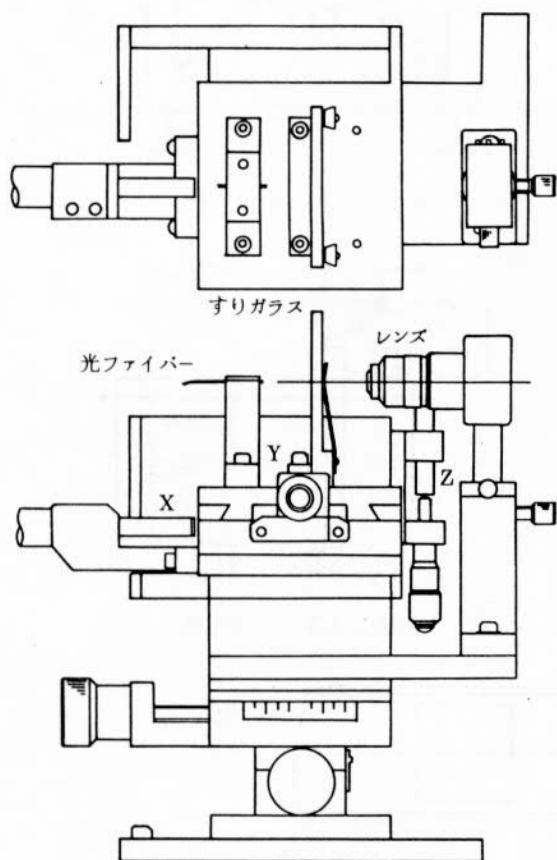


図 2.3.3.1 コヒーレンス度計測装置

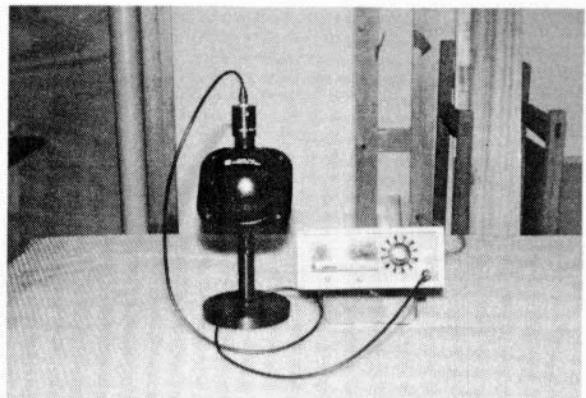


図 2.3.3.3 パワーメーター

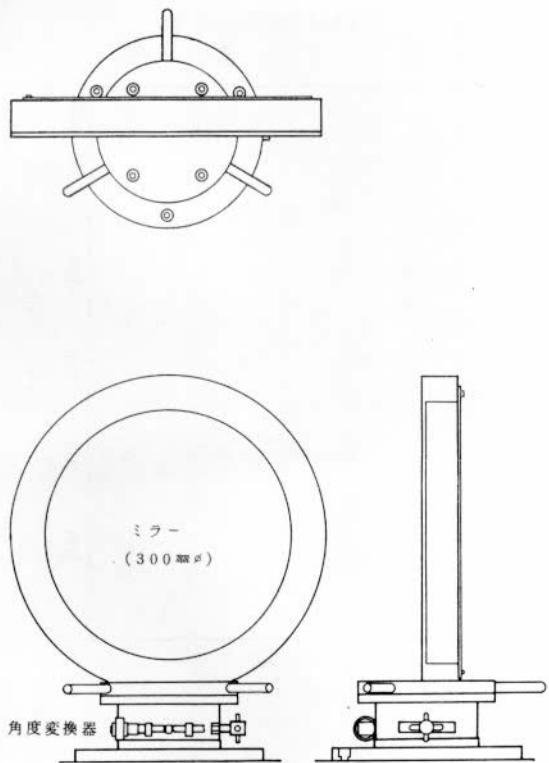


図 2.3.4.1 ミラーホルダー



図 2.3.5.1 解析装置(マイクロコンピューター)

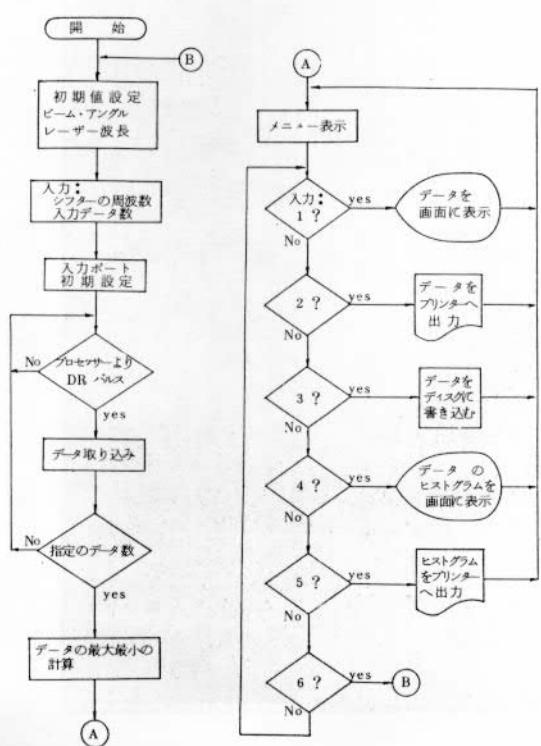


図 2.3.5.2 解析プログラムのフローチャート

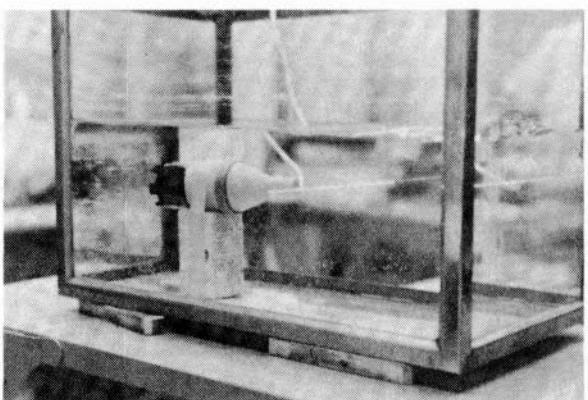


図 2.3.6.1 小水槽とミニポンプ

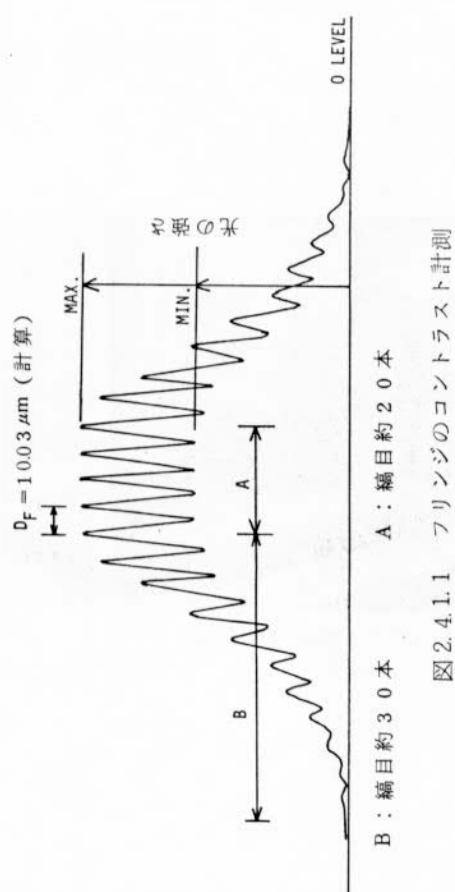


図 2.4.1.1 フリンジのコントラスト計測

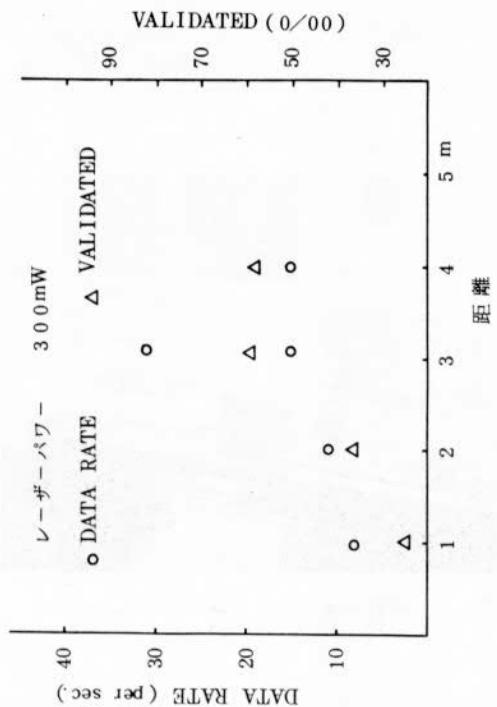


図 2.4.2.1 距離の影響

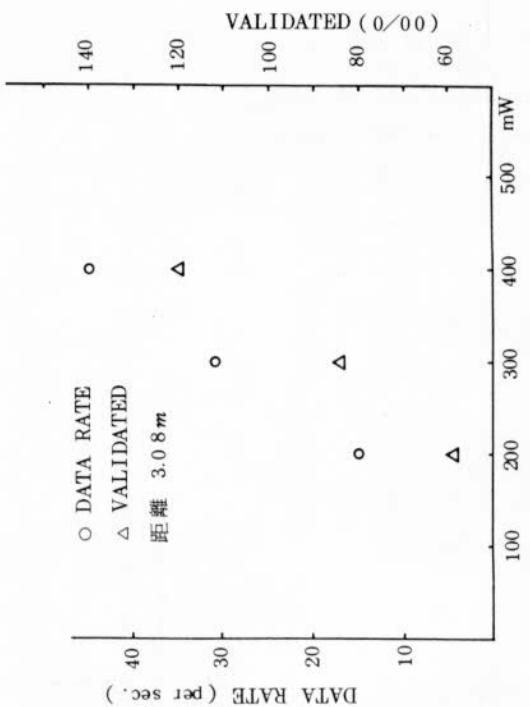


図 2.4.2.2 レーザー・パワーの影響



図 2.4.1.2 フリンジの写真

*** COMMENT =====> TN-83 200 mw

FREQUENCY OF SHIFTER = 700 KHZ TOTAL DATA NO. 100

VELOCITY	m/s	
FROM	TO	STEP .2
-3.700	-3.500	1*
-3.500	-3.300	1*
-3.300	-3.100	0
-3.100	-2.900	0
-2.900	-2.700	0
-2.700	-2.500	1*
-2.500	-2.300	2**
-2.300	-2.100	1*
-2.100	-1.900	2**
-1.900	-1.700	1*
-1.700	-1.500	1*
-1.500	-1.300	0
-1.300	-1.100	3***
-1.100	-0.900	1*
-0.900	-0.700	0
-0.700	-0.500	2**
-0.500	-0.300	1*
-0.300	-0.100	1*
-0.100	0.100	1*
0.100	0.300	2**
0.300	0.500	0
0.500	0.700	4****
0.700	0.900	7*****
0.900	1.100	47*****
1.100	1.300	18*****
1.300	1.500	3***

====> TOTAL VELOCITY AVE. = .506973 m/s & MIN./MAX. = -3.63993 / 1.39104
 ===> DISPLAY VELOCITY AVE. = .506973 OF 100 / 100 DAT

図 2.4.2.3 流速のヒストグラム

*** COMMENT =====> TN-88 500mw PM IN DIRECT

FREQUENCY OF SHIFTER = 0 KHZ TOTAL DATA NO. 100

VELOCITY	m/s	
FROM	TO	STEP .2
1.000	1.200	5****
1.200	1.400	25*****
1.400	1.600	55*****
1.600	1.800	14*****
1.800	2.000	1*

====> TOTAL VELOCITY AVE. = 1.46537 m/s & MIN./MAX. = 1.05132 / 1.82421
 ===> DISPLAY VELOCITY AVE. = 1.46537 OF 100 / 100 DATA
 ===> S = .0201397 SD = 0

図 2.4.2.4 流速のヒストグラム(シフター無し)

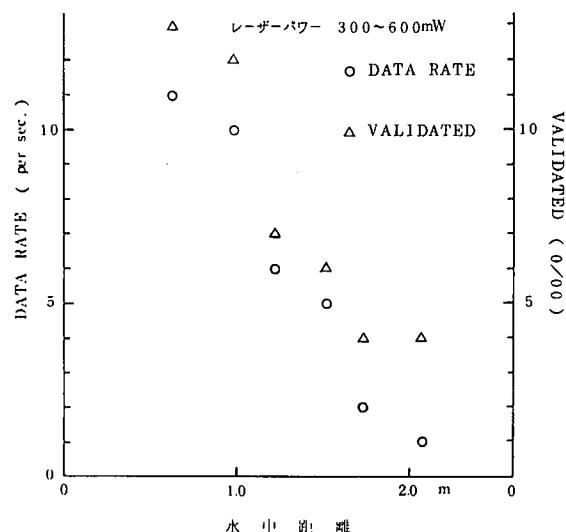


図 2.4.3.1 距離の影響(10m水槽)

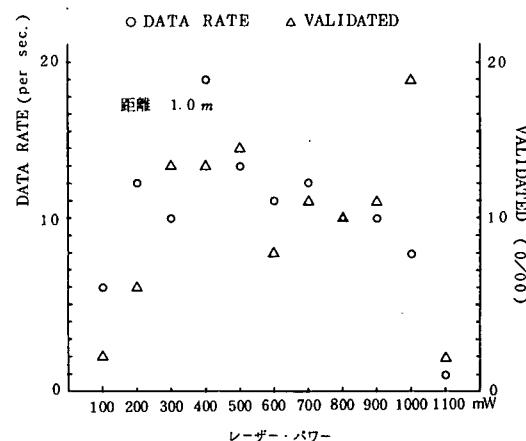


図 2.4.3.2 レーザー・パワーの影響(10m水槽)

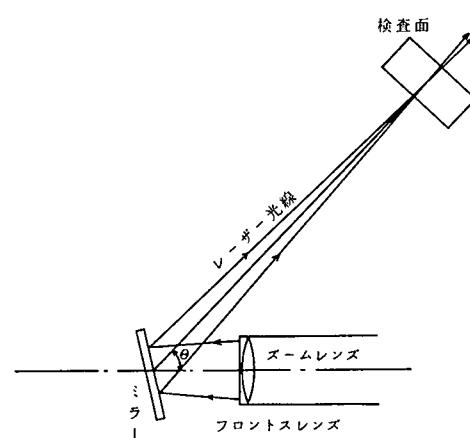


図 2.4.4.1 トランバースの精度計測

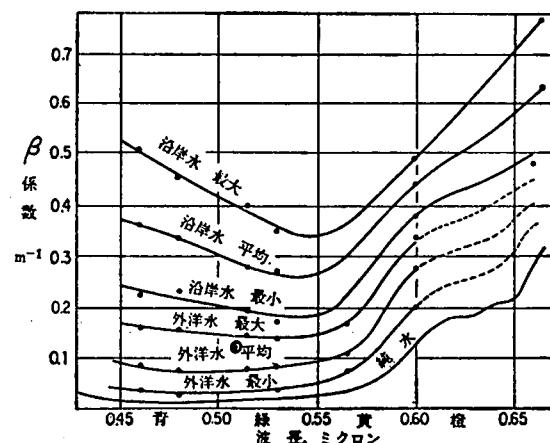


図 2.5.1 海水の光減衰率²⁾

2.6 本研究成果をふまえた今後のアプローチ

(三井造船担当)

2.6.1 実船計測に関するその後の現状調査

56年度以降に公表されたLDVによる実船伴流計測関係の文献を調査した。

(1) BSRA¹⁾

BSRA(英国造船協会)がNMI(国立海事研究所)との共同研究として3年間にわたるプロペラ起振力に関するプロジェクトの中で実船伴流計測を実施している。

LDV装置は、図2.6.1に示すように、後方散乱方式である。実船計測用LDV装置として必要な条件の検討を行っており、55年度に実施した本研究の内容と同様の結論を得て、それに適合する装置を開発した。すなわち、長距離計測、耐振耐湿高精度の光学系、コンパクト高信頼性安定性を有すること、及び海水の透明度が計測可能であること等、これらすべての問題を克服したことである。

図2.6.2は、船内に設けた光学系の配置を示す。光学系の主要部分は、レールシステムに乗って船の幅方向に移動するトロリー上に置かれている。レンズは固定焦点であるため、トロリーの移動によって遠近方向のトラバースを、また反射鏡の回転により角度方向のトラバースを行う。

図2.6.3は、光学装置を示す。難度の高い光学系であるが、実用に供するためには、これ以外の解を見出すことができなかった。

この装置の特徴は次のとおりである。

- 計測距離は、最大7m、後方散乱方式
- 計測は1方向のみであるが、ビームを90°回転させて2方向も可
- フォトンコリレータにより散乱光の周波数成分を検出し、かつデジタル・オート・コリレーションを行う。

フォトン・コリレータは、信号が海水及び熱による屈折で減衰するために必要とされている。図2.6.4にデジタル・オート・コリレーションの出力を示す。これより流速及びその乱流成分が同時に得られている。

具体的な成果としては、船体から5mまでの数100点の位置において流速及び乱流成分を計測したことである。

(2) IfS²⁾

ハンブルグ大学付属の造船研究所が中心となって、1975年以来の長期にわたり国際協力のもとに実船計測が実施された。本計測の目的は、水槽試験におけるレイノルズ数 10^6 のデータを実船の 10^9 へ外挿して馬力推定等を行うことの妥当性を検証することにある。

図2.6.5に、ここで用いたLDV装置を船に搭載した様子を示す。この装置の特徴は次のとおりである。

- 300mmφズームレンズによる遠近方向トラバース
- 最大計測距離6m、後方散乱方式、4W Arレーザー光源
- 2カラー(488.0mm及び514.5mm、実際には後者のみ使用可)
- カウンタ処理器及びミニコンによる即時解析

図2.6.6に示すライン・データー処理システムは、くり返しの効かない実船計測にとって不可欠であり、またこれによって速度変動の計測も可能になったとのことである。

具体的な成果として、供試船St. Michaelisの伴流計測点を図2.6.7、このとき計測された伴流のコンターを図2.6.8に示す。また、図2.6.9は別の供試船Sydney Expressの実船伴流計測結果である。図2.6.10は、プロペラの極く近傍における周期的速度変動の計測記録例を示す。

2.6.2 本研究成果及びその後の現状調査より得られる指針

本研究は昭和55年度より3年間、初年度に設定した研究方針に基づきLDV装置の諸問題を、将来行われるべき実船計測の本番までに解決することに主眼を置いて実施された。新規製作されたトラバース用のズームレンズ及び

ミラー等、実船計測に必要な機器は仕様通りの性能を有することがわかった。今回の10m水槽における実験では、水槽水による光の減衰が大きいために、2mまでの計測しかできなかつたが、海水の透明度はこれよりももっと良いはずであり、この条件さえ整えば7mの長距離計測も可能となろう。前述の文献^{1), 2)}によれば5~6mの計測実績が示されている。

今回の実験より、レーザーの出力を上げるとData Rateが高くなるため、実船計測においても4~5Wのアルゴンレーザーを使う必要があること。逆流の可能性が無い場合には、シフターを取りはずした方が良く、バースト信号の質を格段に向上させることもわかつた。

BSRAやIfSの報告及び本研究の成果から、「実船伴流計測にLDV装置を用いる」という初年度の調査によって設定された当初の見通しが妥当であるとの確認を得た。しかし、同時に次のような問題点が残っていることも明確になり、今後の研究に対する指針と合わせてまとめてみることにする。

(1) LDV装置の設置

実船計測の実績は数隻に過ぎない。これは、LDV装置が大きいために船内に専用スペースなど予めそれなりの配慮が必要であり、船体側にかなりの無理を強いことになる。設置場所の自由度を増すためには、光ファイバー等の新技術を積極的に取入れて、LDV装置の改良をはからねばならない。

(2) 海水の透明度とレーザー出力

LDVの長距離計測における最大の難関の1つとして海水の透明度がある。実船プロペラのキャビテーション観測と同様に、透明度の高い外洋を選んで計測することは当然であるが、さらに信号処理系にフォトンコリレータ(注1)を採用することによってSN比を向上させて長距離計測の弱点を克服することができよう。

前方散乱方式は、レーザー光投光レンズに対面して受光するため今回のような長距離計測に対して原理的に困難であるが、必要とするレーザー出力が後方散乱方式に比べて2桁小さくて済むという利点がある。最近進歩の著しい光ファイバー等の新技術を応用すれば、前方散乱方式を導入することも再考に値しよう。

以上より海水の透明度の問題は緩和され、必要とするレーザー出力も減少することができようが、そのためには信号処理系の改善ばかりでなく、光ファイバーの進歩が不可欠な要件となる。

(3) ピトー管計測との相違

LDV装置による伴流計測点は、図2.6.8に示すようにプロペラ面の上半分をカバーしている。これは、ピトー管計測の場合に比べて無接触計測以外にどれ程のメリットがあるであろうか。やはり、できるだけ広い領域の伴流分布を計測することが、より多くの情報を与えて、この種の研究に幅と奥行きをもたらすことになる。LDV装置は、このような要求を満足することができる潜在力をもつているはずであり、これを生かす必要がある。

ピトー管計測とLDV計測との相違については、実船データが無いために、水槽における模型船伴流分布の計測例³⁾によって説明する。図2.6.11は、ハンブルグ水槽における結果である。伴流分布の左半分がLDV(またはLDA: Laser Doppler Anemometer), 右半分がピトー管による計測結果である。この実験では両装置で別別の側を計測したため、非対称の影響も若干含まれるものとの良い一致を示している。一方、半径位置0.6Rにおける伴流の円周方向の変化は、下段の図に示されるように、LDVの方が山谷の部分でやや鋭い傾斜を呈している。これは、ピトー管自身が流れに及ぼす影響が現われていることであるが、このような対比計測をさらに行って両装置による伴流分布の特徴を明らかにして、LDVの計測結果とピトー管での結果との関連の妥当性を確認する必要がある。

(4) 実船伴流計測結果の利用

文献1)及び2)は、計測装置及びその特徴を主な内容にしており、計測結果の利用法まで言及していない。これは、装置自体がまだ開発途上にあることも一因している。他方、計測された伴流分布がプロペラ作動の影響下にあるため、従来行われてきたプロペラ無しの場合の模型船伴流分布とは異なるもっと有効な利用法があるは

ずである。例えば、馬力推定等船の推進性能解析に直接応用できることになるが、具体的な利用法は本委員会とは別の場で議論される必要があろう。また、プロペラ・キャビテーション及び船尾振動・騒音の推定に必要な伴流分布に関しても、模型と実船との相関という観点から、従来とは違ってプロペラ作動時の伴流分布について論じられる必要がある。いずれにせよ、従来考えられてきた利用法に限らず新しい活用法についても今後具体的に検討される必要がある。

2.6.3 今後の方針

本研究の成果及び現状の調査によって、LDV装置が実船伴流計測に対して本質的に優れていることが確認された。LDV装置採用の前提として当初設定された2つの課題は、本研究により次のように解決されることがわかった。すなわち、現状で実施するとすれば、

- 長距離計測を行うために、レンズを大口径化する。
- プロペラ面を充分カバーしてトラバースするために、船尾船底外板に複数の窓を適切な位置に設ける。

となる。しかし、これらは高価かつ工事量も大となること、予めLDV装置の設置に必要な専用スペースの確保が可能な船に限定されることなど、現計測システムでの実施は手軽に行えるものではない。

実船計測にLDV装置を採用するための条件をさらに拡大するためには、前項の検討結果に基づいて次のような方針で今後望むべきであろう。

結論的には、光ファイバーの技術進歩が実船伴流計測用LDV装置の鍵であるといえよう。現状では、単一モードの光ファイバー、すなわちレーザー光のコヒーレント性を遠方へ伝送できるものも開発され、実験室レベルの利用(注2)も散見されるようになった。しかし、これらは本目的に必要なレーザー光のパワー4～5Wを伝送するためにはまだ細過ぎて不充分である。DISA等1部では、 $4\text{ }\mu\text{m}$ の光ファイバーに4Wのレーザー光を通したとの未確認情報も伝え聞いているものの、未だ実用規模に達するものは出現していないようである。レーザー出力が少くて済む前方散乱方式についても、光ファイバーを利用した新しい発想によって、その採用を再検討する必要があろう。この場合、受光レンズの焦点をフリンジ(計測ボリウム)に結ぶために焦点検出装置等の新技術も必要となろう。また、将来的には急進歩しつつある半導体レーザーの技術も有効に活用できるものと思われ、これらの新技術を応用することによって、本研究の目的である実船伴流計測が安価に容易に行えるようになるであろう。

注1) フォトン・コリレータ⁴⁾

IfSのカウンタ方式では長距離計測6mであったが、一方BSRAのフォトン・コリレータ方式では7mと報告されている。

Delftでは、5mWのレーザー光源による後方散乱方式に関してフォトン・コリレータを用い、室内実験の規模で調査した結果、実船計測に対する仕様を次のように推定している。

- レーザー光源 : 1 W
- " の波長: 488 nm
- 集光レンズの口径 : 200 mm ϕ
- フリンジの数 : 10 本
- 計測距離 : 10 m

海水の透明度や装置自体の背景雑音等を考慮しても上述の性能が推定されていることから、信号処理系にはデジタル・フォトンコリレータの採用が望ましいようである。

注2) 光ファイバーの利用⁵⁾

図2.6.12は、差動形光ファイバーLDVの構成例を示す。光ファイバーLDVは非接触計測という利点はあるが、光プローブと被計測点または計測ボリュームとの距離が小さいという問題がある。光プローブ先端からの出力が0.5mW程度のとき、同先端から18cm程度隔った点の非接触計測が可能であると報告されている。ま

た、光プローブの先端にマイクロレンズをつけると、出射光の拡りを小さく、かつ平行光線を作ることができて、図2.6.13に示すような高精度の計測が可能となる。

参考文献

- (1) Norris, C. "Wake Measurement by Laser" The Naval Architect Nov. 1981
- (2) Kux, J. & Stöhrmann "Measuring Full-Scale Ship Wakes by Laser Doppler Velocimetry" International Symposium on Applications of Laser Doppler Anemometry to Fluid Mechanics, July 5-7, 1982, Lisbon Portugal
- (3) Laudan, J. "The Towing Tank LDA-Results" DISA特別技術セミナー、レーザー流速計の応用
昭和55年10月8日
- (4) Oldengram, J. & van Kriekers, A.H. "The Application of Backscatter Laser Doppler Techniques for Velocity Measurements at Vessels and Ship Models" Technische Physische Dienst TNO-TH, Delft (Netherland) Optics Dept. Report No TPD-1978-0-3, 25 May 1978
- (5) 久間和生ほか "光ファイバーレーザードップラー速度計の開発と応用の可能性" 月刊「計装」昭和56年8月号 第24卷第8号

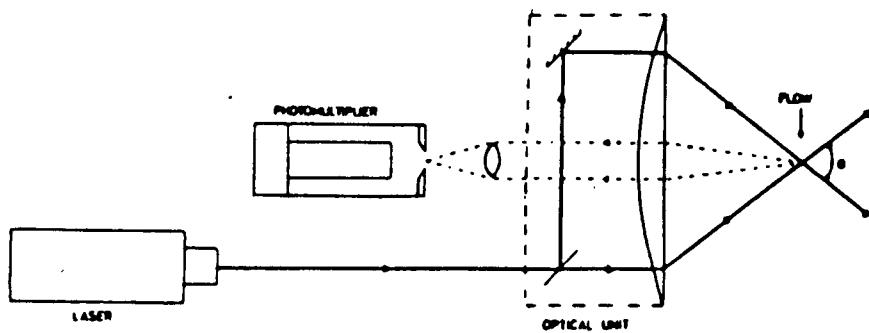


図 2.6.1 BSRA の LDV 装置

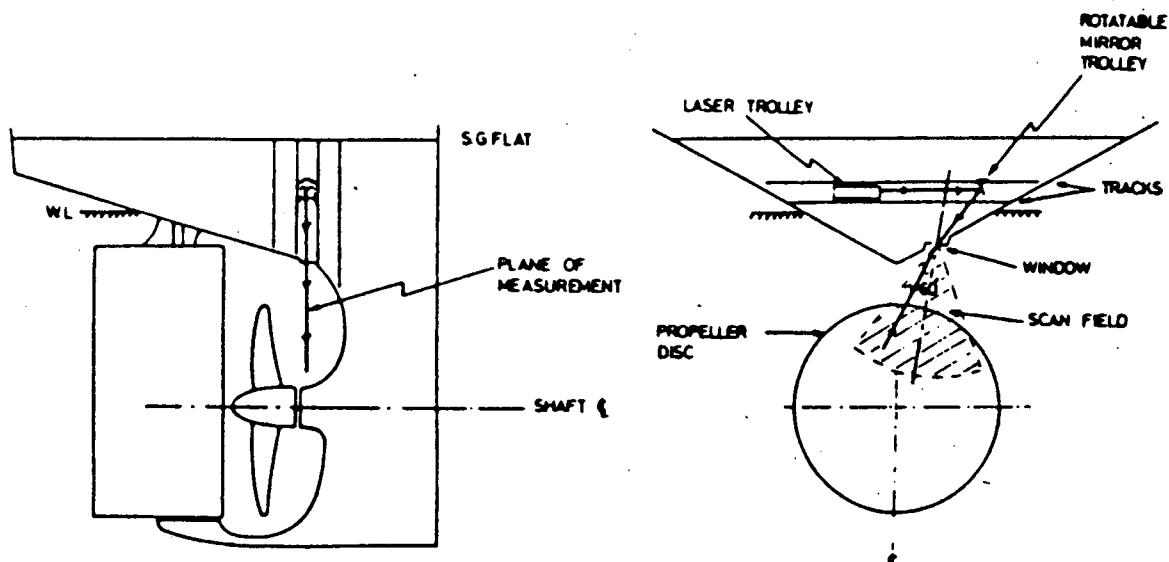


図 2.6.2 BSRA の LDV 計測システム

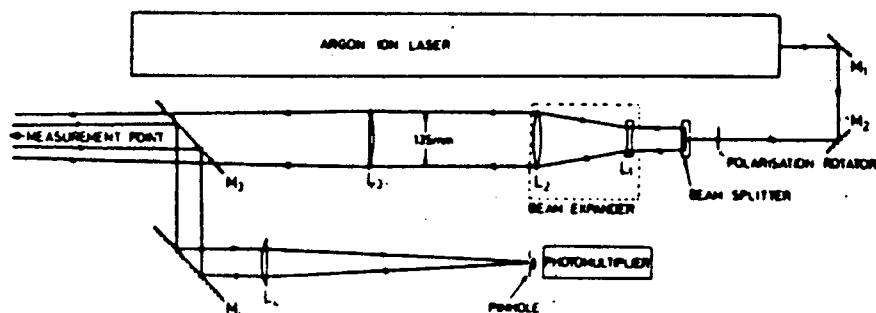


図 2.6.3 BSRA の LDV 光学系

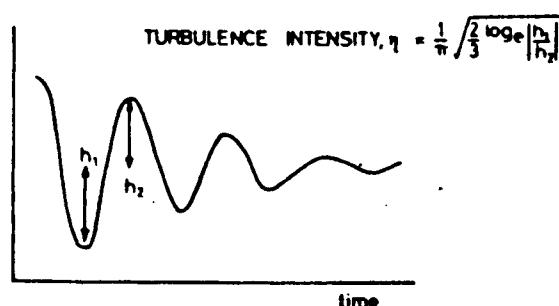


図 2.6.4 BSRA の フォトンコリレータ計測による出力例

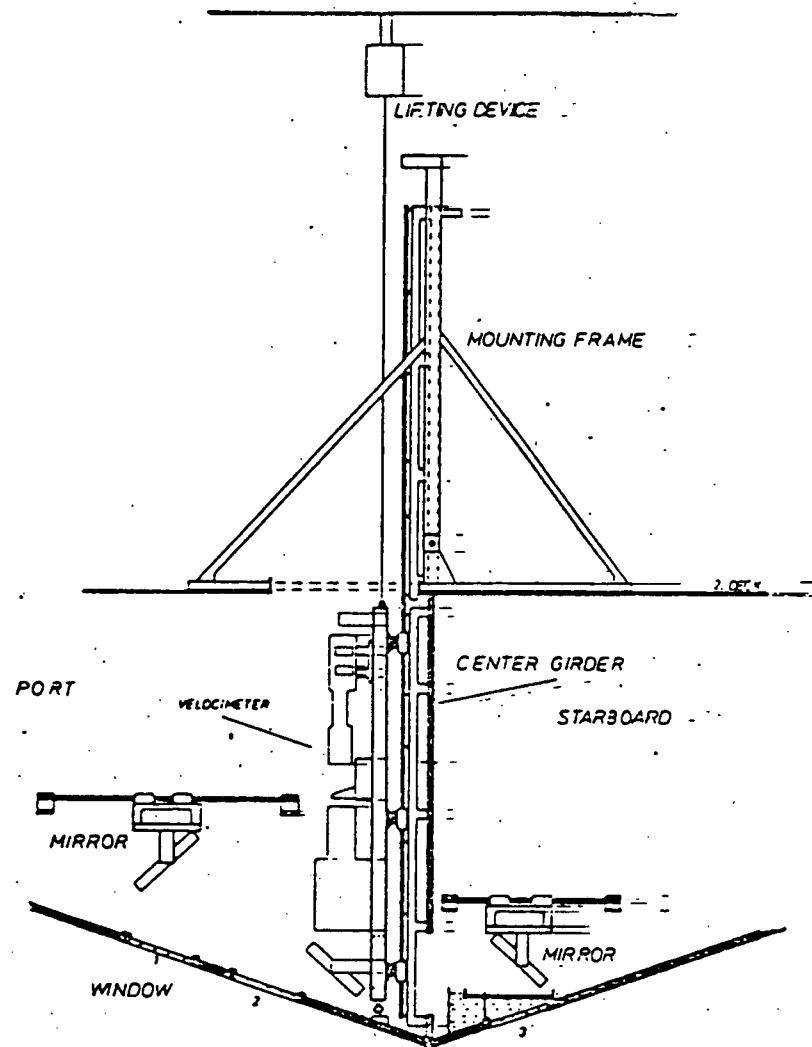


図 2.6.5. IfSによりSydney Expressに使用されたLDV計測システム

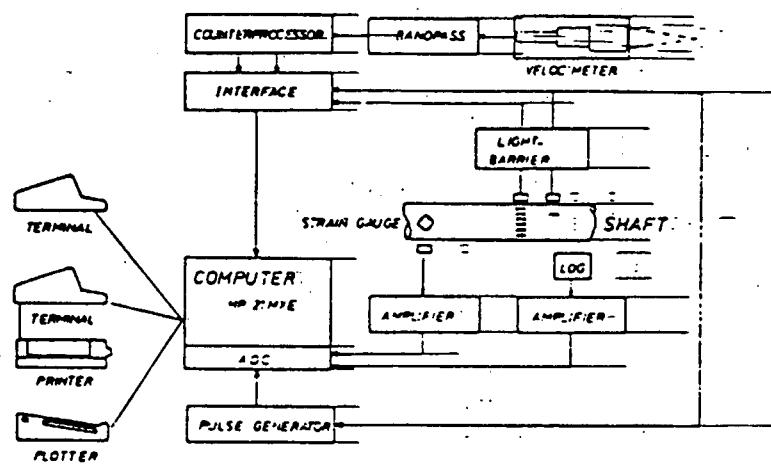


図 2.6.6 計測処理システムのブロックダイアグラム(カウンタ処理方式)

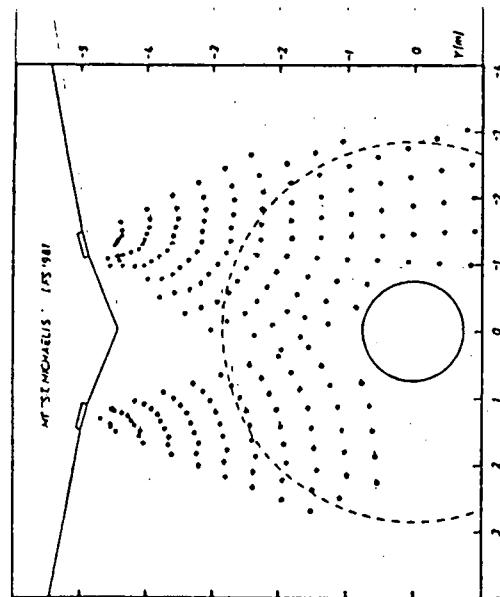


図 2.6.7 St. Michaelis の伴流計測点

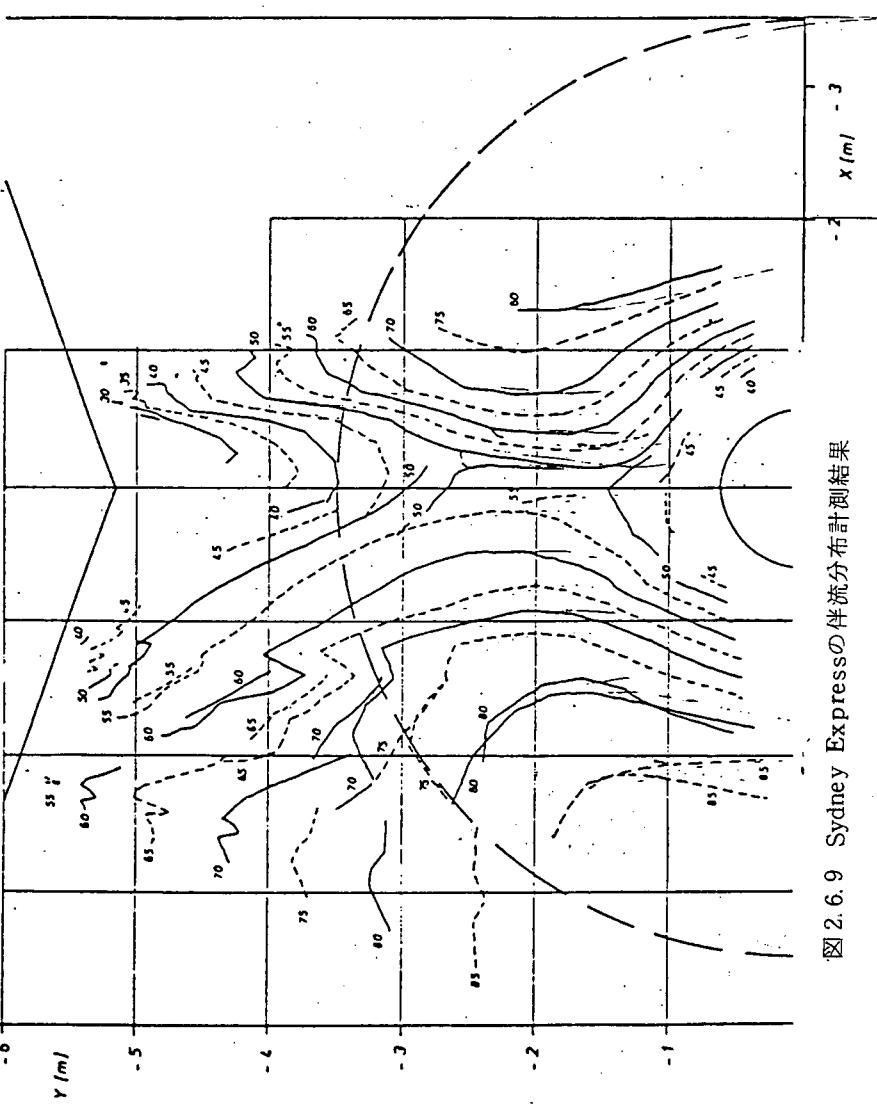
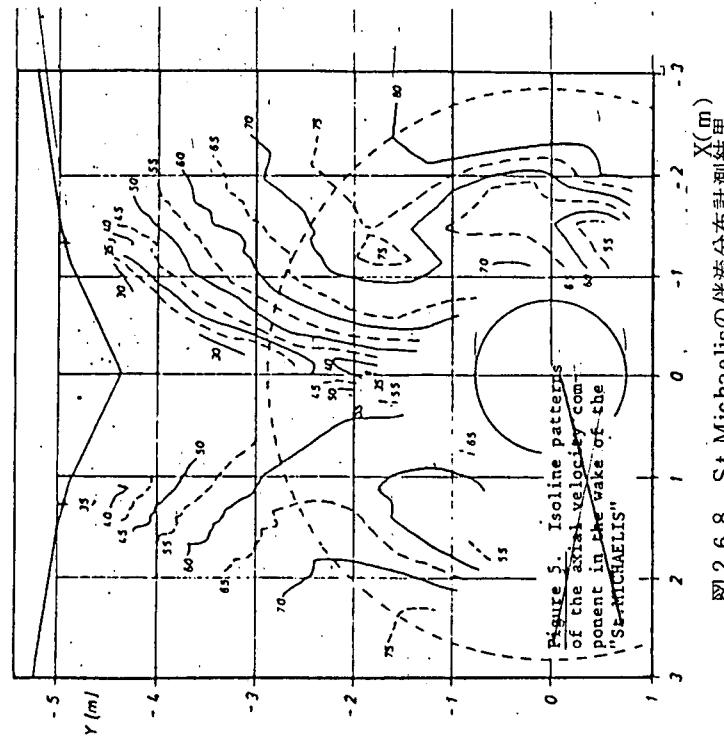


図 2.6.9 Sydney Expressの伴流分布計測結果

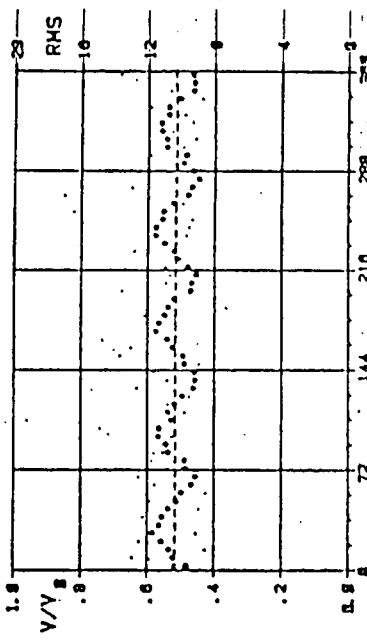


図 2.6.10 Sydney Express伴流中の周期的速度変動計測例

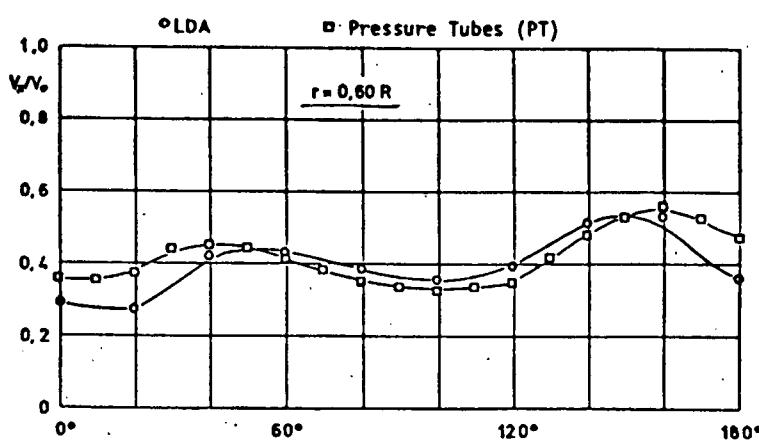
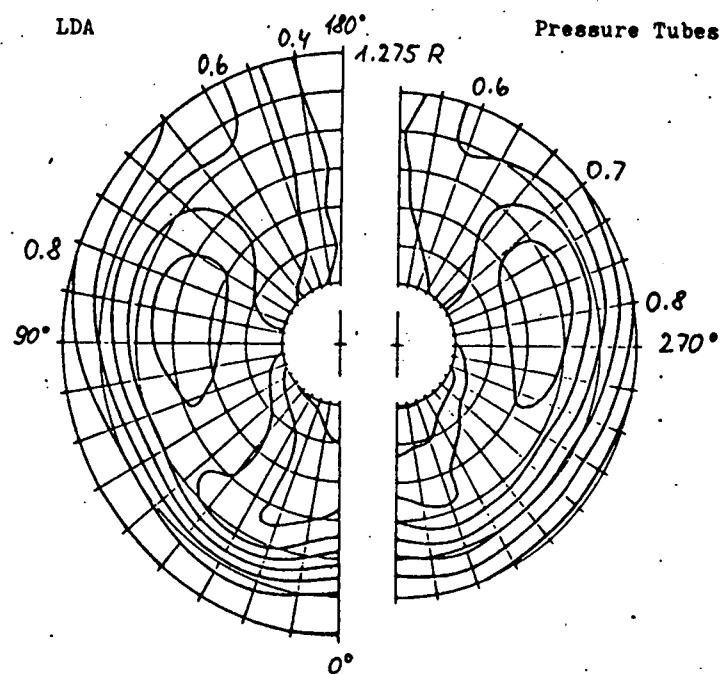
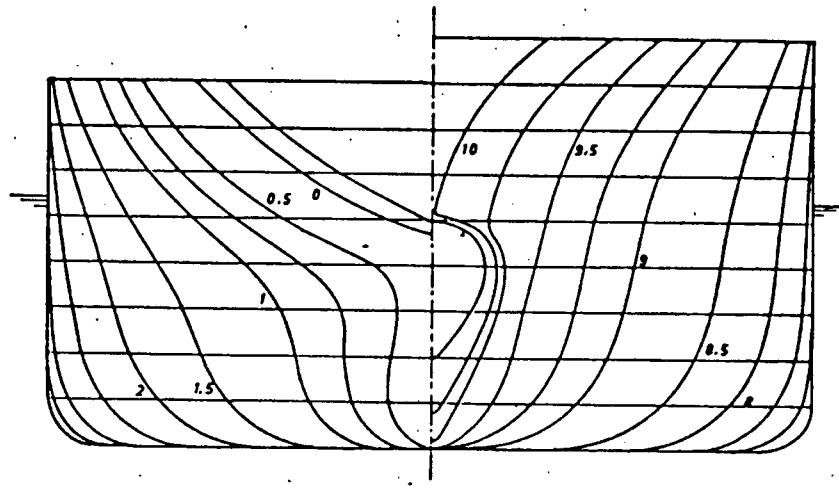


図 2.6.11 LDV とピトー管による模型船伴流計測の比較

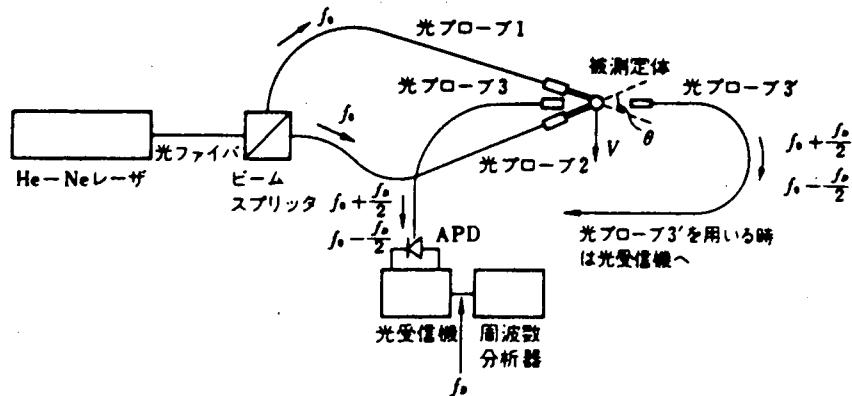


図 2.6.12 差動形光ファイバーLDVの構成例

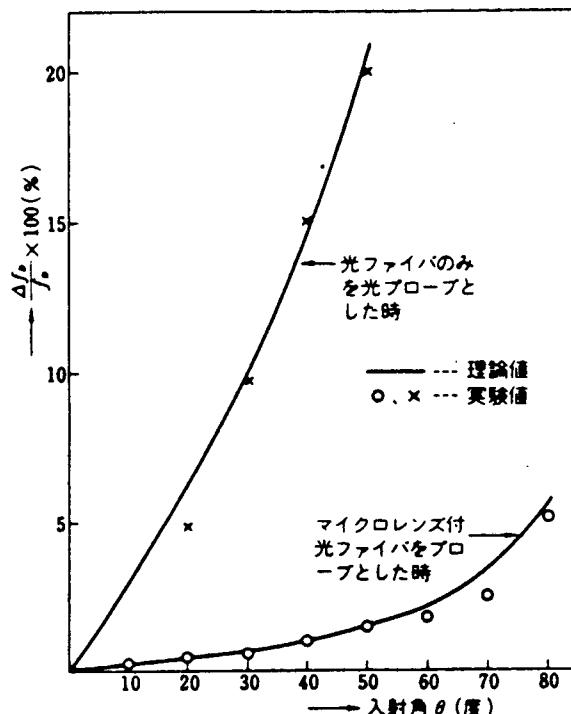


図 2.6.13 角度 θ と測定精度 ($\Delta f_D / f_D$) との関係

3. プロペラに関する研究

3.1 緒 言

本章では「船尾振動・騒音の軽減を目的としたプロペラの研究」について取り扱っている。55, 56年度の研究により、ハイスクュープロペラの振動・騒音軽減効果が明らかになった。

本年度はそれらの効果を総合的に実証し、確認するために2回にわたり実船実験をおこなった。供試船は運輸省航海訓練所所属の練習船「青雲丸」である。第1次実験は通常プロペラを装備した状態で57年5月に行われ、第2次実験は本研究部会で新たに設計した45°ハイスクュープロペラを装備した状態で57年12月に行われた。

さらに実船実験と同じ状態で模型実験と理論計算をおこない、模型実験や計算により実船の状態が十分推定出来、ハイスクュープロペラの効果が確認出来ることを示した。さらに実船実験、模型実験、理論計算の3者を比較、検討することにより、それぞれの手法の精度、問題点とその対策などについて考察することが出来た。

3.2節では、本研究部会で設計・製作したハイスクュープロペラの設計について述べている。まず抵抗試験と伴流計測、現在装備されている通常プロペラの単独試験と自航試験を行った。これらのデータを基にハイスクュープロペラのpreliminaryの設計を行った。その模型プロペラを作製して単独性能試験と若干の理論計算および実験をおこない、性能を確かめると同時に次の本設計の資料とした。本設計においてはハイスクュープロペラの振動軽減効果を最大限に生かすため、tip unloadedのピッチ分布としている。スキー角はpreliminary、本設計とも45°である。さらにクラッシュ・アスター性能についても計算により推定している。

3.3節では上述の2回の実船実験について、工事の概要を含めて計画・実施・計測結果を詳細に述べている。本実船実験で特筆すべきは、必要と思われる計測項目をほとんどすべて網羅して計測していること、キャビティ厚みの計測に成功したことであろう。

計測項目は、スラスト、馬力、キャビティ範囲の観察、キャビティ厚み、プロペラ直上の外板での変動圧力、水中騒音、翼応力、軸力、船体振動、船内騒音などである。キャビティ厚みは、これが直接キャビテーションによる変動圧力の大きさに関係する物理量であり、実船と模型でその計測が出来たことは、今後の研究の発展にきわめて重要であると考えられる。

3.4節は実船実験に対応した模型実験について述べている。実験項目はキャビティ範囲の観察、キャビティ厚み、変動圧力、水中騒音の計測である。これらは実船の結果と比較され、実験されたハイスクュープロペラは通常プロペラと比較して大巾な振動軽減効果があることがわかった。

3.5節は理論計算結果について述べている。代表的な4種の計算法により、同一条件でキャビティ範囲の予測計算と、変動圧力の計算をおこなって、実船と模型の結果と比較している。また計算法のちがいによる結果の差異についても知ることが出来る。

本章で主として取り扱うプロペラは次の3種であり、以下の節では下記のように略記している。

青雲丸装備の通常プロペラ(第1次実船実験)	CP (MP No 218)
Preliminary 設計のハイスクュープロペラ	HSP I (MP No 219)
本設計のハイスクュープロペラ(第2次実船実験)	HSP II (MP No 220)

3.2 青雲丸ハイスクュープロペラの設計

3.2.1 序

本研究の主旨に沿ったハイスクュープロペラ(HSP)を設計すべく、次の基本方針を定めた。

- (i) プロペラ起振力の許容限界内にプロペラ起振力を下げるに必要なスキーとする。
- (ii) 強度上問題ない翼形状とする。

(iii) 効率、キャビテーション性能を通常プロペラ(CP)と同等以上にする。

この基本方針にもとづき実施したHSP設計のフロー・チャートを図3.2.1.1に示す。HSP設計はPreliminaryとFinalの2ステップに大別される。青雲丸設計時、伴流分布が計測されておらず、また、建造8年後、船尾振動の問題からプロペラが4翼から5翼に変更されているので、Preliminary HSPの設計にあたって、5翼模型CPと青雲丸模型船を用いて、プロペラ単独性能試験、抵抗、自航試験、伴流計測をおこなった。次に、Preliminary HSPについて単独性能試験、キャビテーション観察、キャビテーション騒音計測をおこない、その結果にもとづいてFinal HSPを設計した。

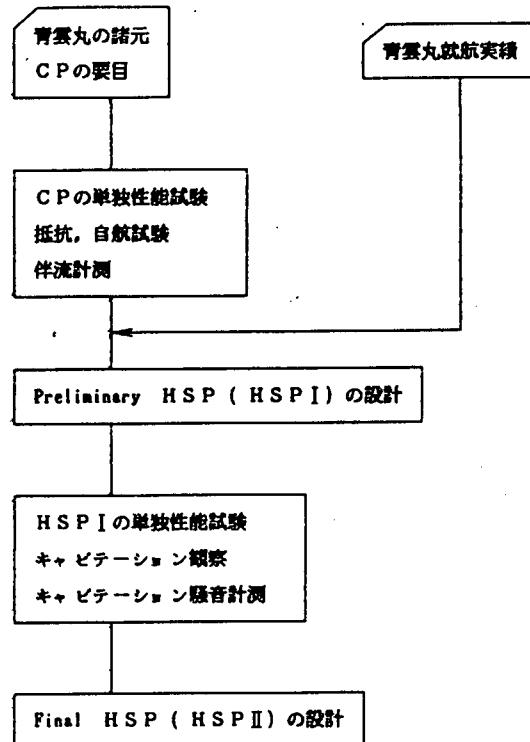


図3.2.1.1 青雲丸用ハイスクュープロペラの設計フロー・チャート

3.2.2 抵抗自航試験及び伴流計測

三井造船担当

3.2.2.1 供試模型船および模型プロペラ

模型船は、垂線間長6.444 mのパラフィン製模型で、実船に対する縮率は1/16.293である。模型船(MS No 1316)の要目を表3.2.2.1に正面線図と船首尾形状を図3.2.2.1に示す。また、実船の要目を表3.2.2.2に示している。

なお、模型船S.S. 9 1/2の位置に、乱流促進のためのスタッドを取りつけた。

模型プロペラは、CP(MP 218)を使用した。

3.2.2.2 試験状態

抵抗試験、自航試験および伴流計測試験を満載状態で実施した。なお、本試験は三井造船昭島研究所大水槽で行なわれた。

模型船に対する試験状態等を表3.2.2.3に示す。

自航試験の解析に際しては図 3.2.4.2 の単独試験結果を用いた。

3.2.2.3 抵抗試験および有効馬力

抵抗試験の結果を全抵抗係数、剩余抵抗係数および造波抵抗係数の形で図 3.2.2.2 ~ 3.2.2.4 に示す。

摩擦抵抗の算定には、シェンヘルの摩擦抵抗係数を使用した。

剩余抵抗係数を用いて算定した実船の有効馬力を図 3.2.2.5 に示す。なお、粗度修正量 $\triangle C_F$ としては 0.40×10^{-3} を使用した。

3.2.2.4 自航試験結果および自航要素

図 3.2.4.2 に示したプロペラ単独試験結果を利用して求めた自航要素を図 3.2.2.6 に示す。

3.2.2.5 馬力計算

以上の結果から、本船の制動馬力 BHP、プロペラ回転数 rpm 等を算定したものを図 3.2.2.7 に示す。

なお、粗度修正量 $\triangle C_F$ として 0.40×10^{-3} を伴流の尺度影響係数 ei として、矢崎のチャートより求めた 1.05 を使用した。

3.2.2.6 伴流計測試験

伴流計測試験の結果を図 3.2.2.8 に示す。

表 3.2.2.1 模型船の要目

PRINCIPAL PARTICULARS

MSNO. 1316

* LENGTH BET. P.P.	6.444 (M)
* BREADTH MOULDED	0.984 (M)
* DEPTH MOULDED	0.491 (M)
* DRAFT MOULDED	0.356 (M)
* RISE OF FLUDR	0.025 (M)
* RADIUS OF BILGE CIRCLE	0.147 (M)
* BREADTH OF KEEL	0.076 (M)
* BLOCK COEFFICIENT	0.577
* PRISMATIC COEFFICIENT	0.611
* MIDSHIP SECTION COEFFICIENT	0.945
* L.C.B. IN % OF LPP FROM MIDSHIP	0.770 (%)

表 3.2.2.2 実船の要目

* S.NO SR183 (MODEL SHIP NO. SRC218)
* KIND OF SHIP SEIUNMARU
* DEAD WEIGHT TON.
* GROSS TONNAGE 5066.52 TON

* PRINCIPAL DIMENSION

LENGTH BETWEEN PERPENDICULARS	LPP (M)	105.000
LENGTH AT DESIGNED LOAD WATER LINE	LWL (M)	106.950
BREADTH	B (M)	16.000
DEPTH	D (M)	8.000
DRAFT (DESIGN)	H (M)	5.800
BLOCK COEFFICIENT	CB	0.576
PRISMATIC COEFFICIENT	CP	0.610
MIDSHIP SECTION COEFFICIENT	CM	0.945
L.C.B. IN % OF LPP FROM MIDSHIP	LCB (%)	0.66

* MAIN ENGINE

KIND	DIESEL	* 1 SET
LOCATION	SEMI-AFT	
TRANSMISSION EFFICIENCY	0.960	
M.C.R.	5.000.0 SHP	* 175.0 RPM

表 3.2.2.3 模型船に対する試験状態

*** TEST CONDITION ***

M.S.NO. 1316

	MODEL	ACTUAL
LENGTH BET. P.P.	(M)	6.4444
BREADTH MOULDED	(M)	0.9836
DESIGN DRAFT MOULDED (M)		0.3560
ALPHA = LM/LPP		1 / 16.29321

CONDITION	FULL LOAD	
DISP/DISP (FULL)	(M)	100.
	MODEL	ACTUAL
DRAFT (A.P.) (M)	0.3867	6.300
(MIDSHIP) (M)	0.3590	5.850
(F.P.) (M)	0.3314	5.400
TRIM (M)	0.0552	0.900
DISPLACEMENT (WITH ALL APPENDAGES) (TON)	1.3294	5394.
WETTED SURFACE (WITH ALL APPENDAGES) (SQ.M)	8.0160	2128.

MODEL SHIP NO. 1314
MITSUBISHI SHIP BUILDING CO., LTD.

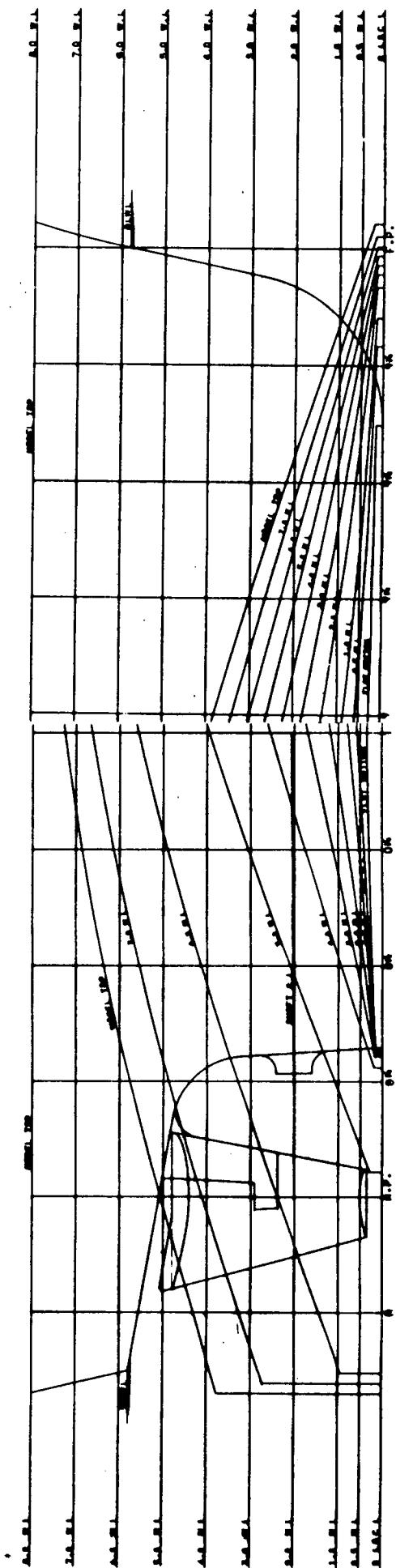
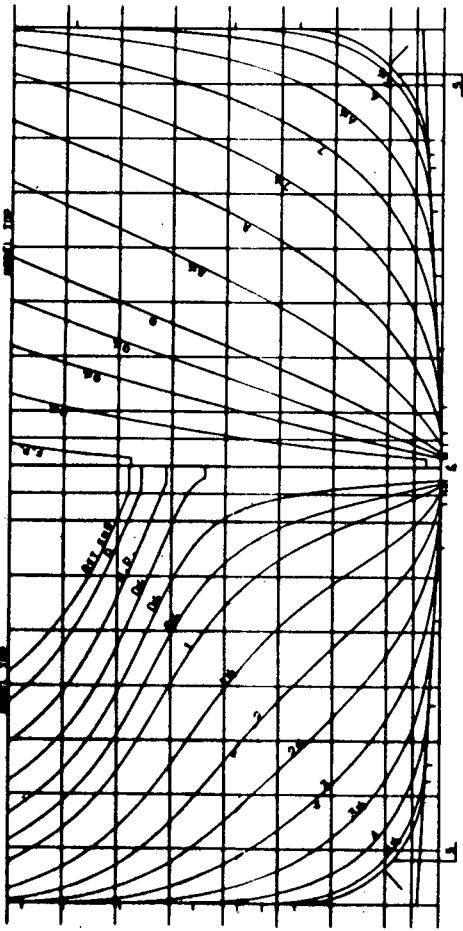


図 3.2.2.1 正面線図と船首尾形状

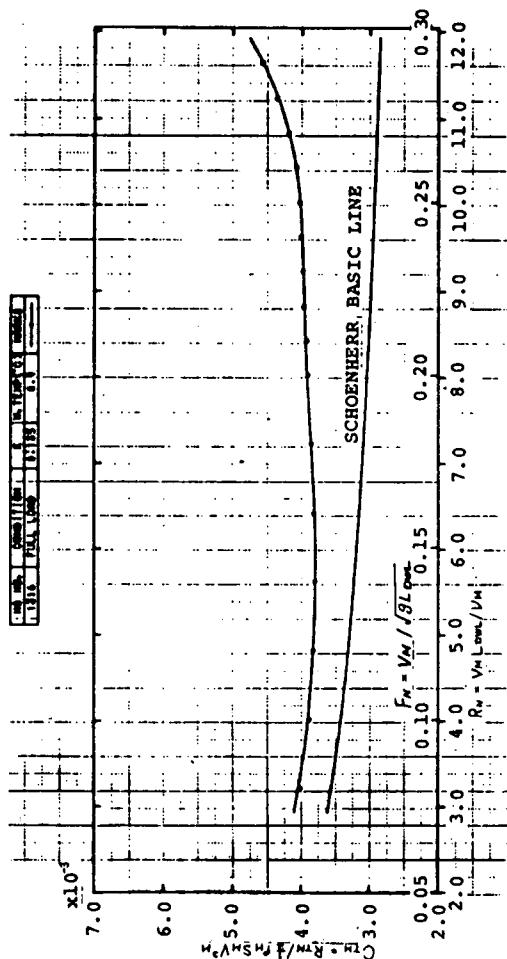


图 3.2.2.2 全抵抗系数

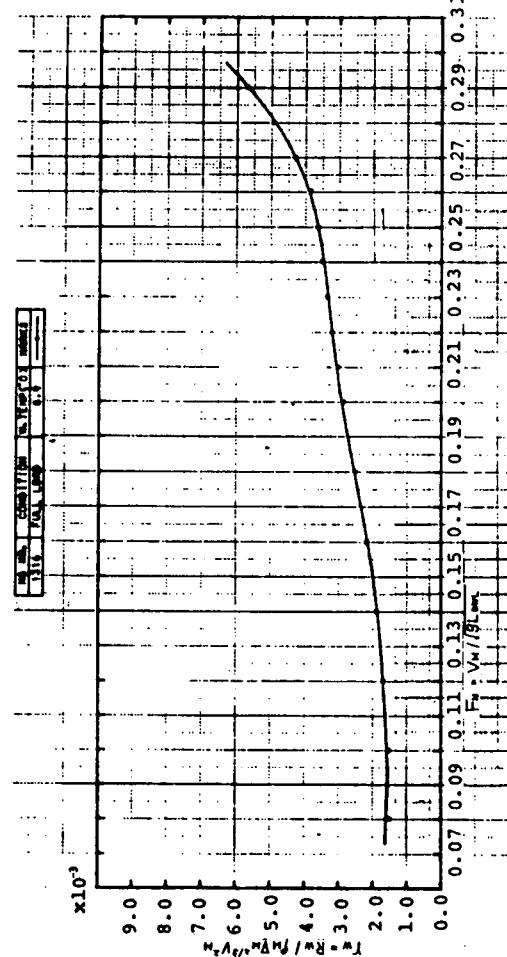


图 3.2.2.3 剩余抵抗系数

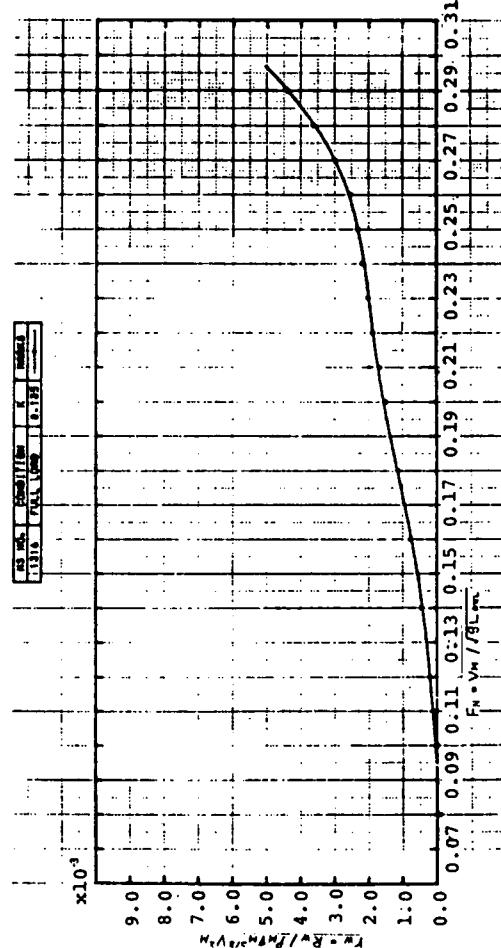


图 3.2.2.4 造波抵抗系数

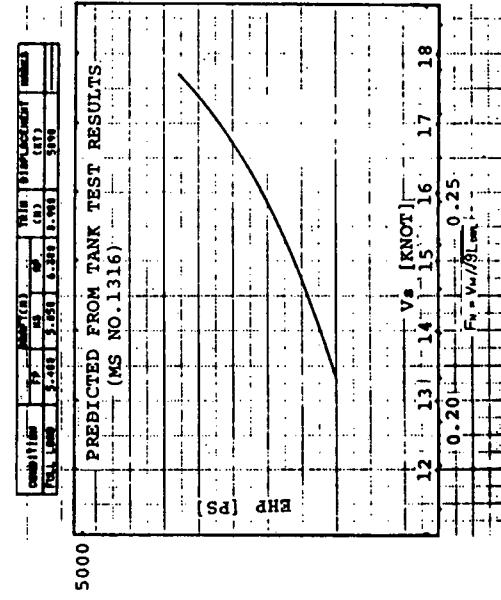


图 3.2.2.5 有効馬力

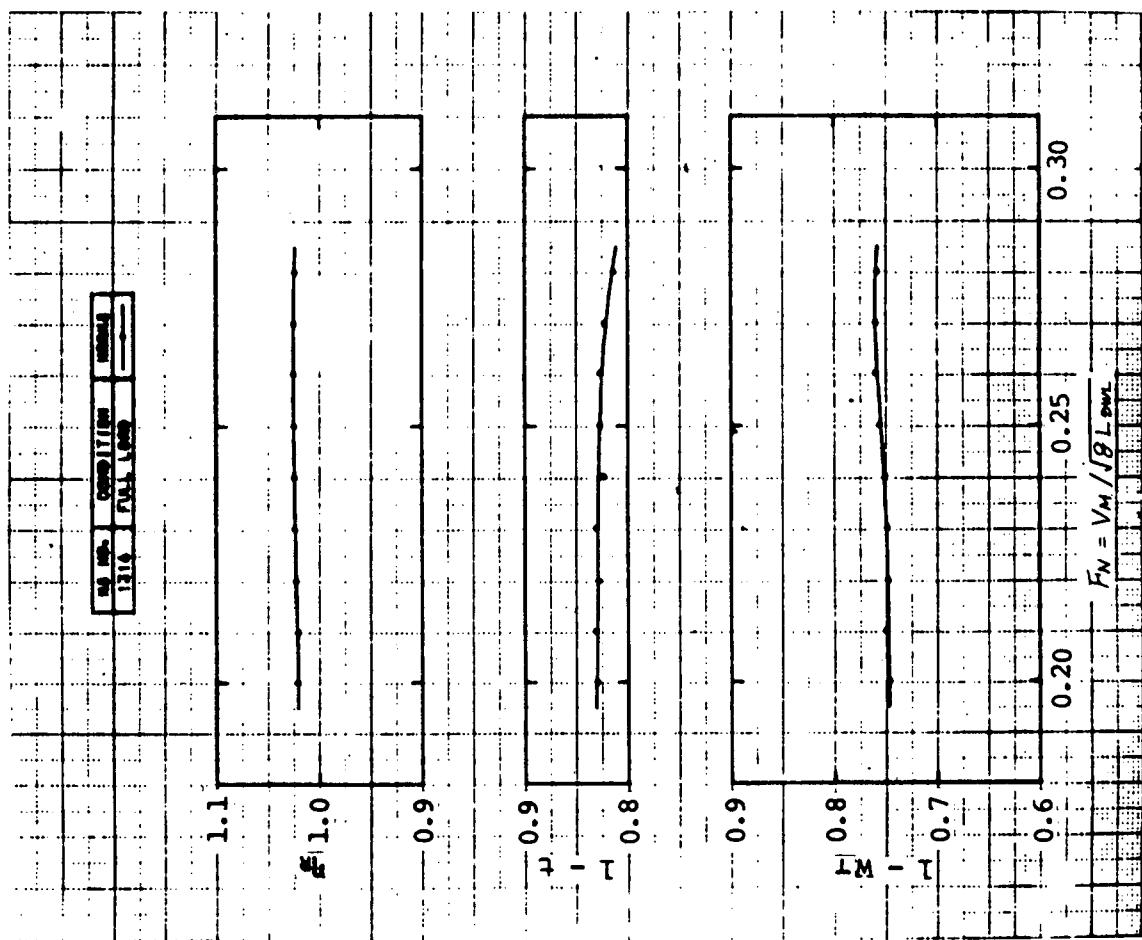


図 3.2.2.6 自航要素

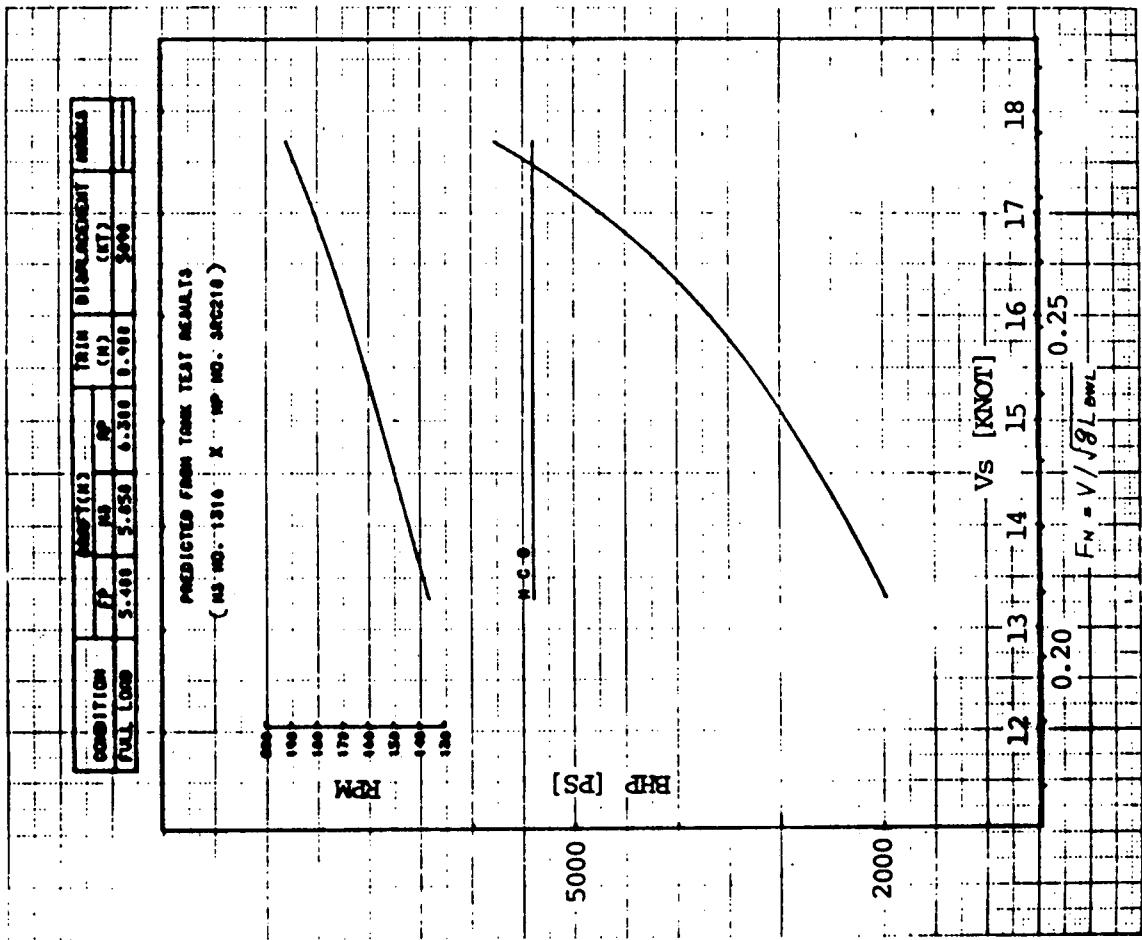
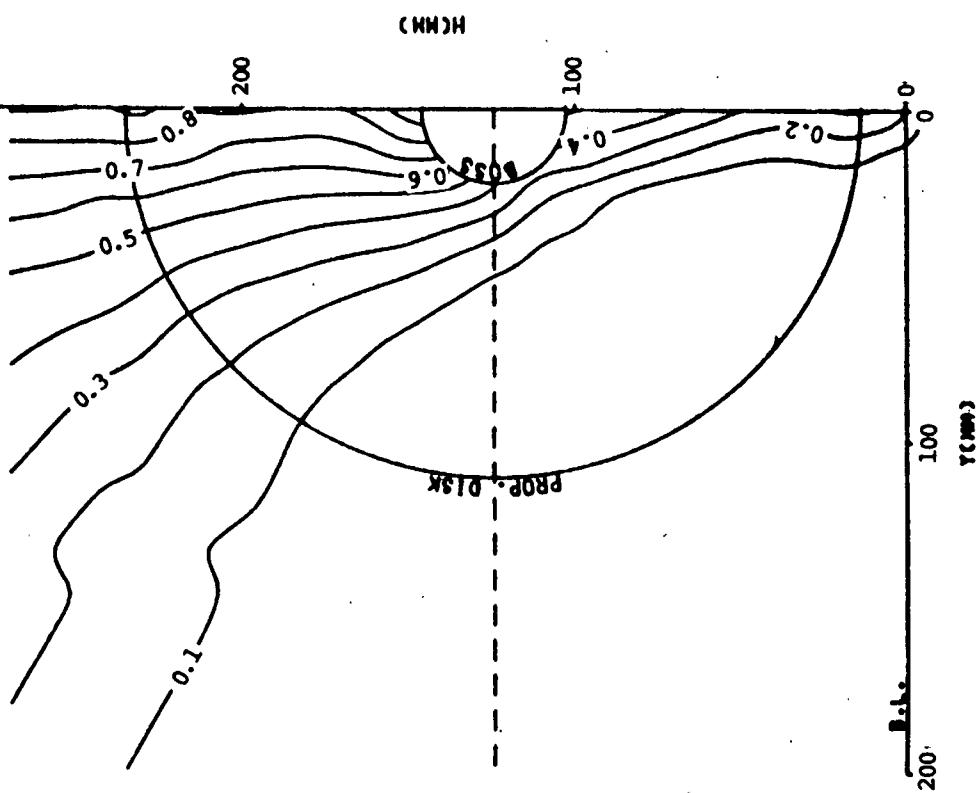


圖 3.2.2.7 馬力曲線

WAKE DISTRIBUTION

N.S.M.D. 1316
 FULL LOAD
 CONDITION
 DATE OF TEST 1962.13.09
 TEMP. OF WATER (C) 6.9
 FN 0.258
 VFN (M/S) 0.254
 SIDE STERNBOARD
 LOCATION 37.60 NM AHEAD OF A.P.
 SR163 SETUMARU



N.S.M.D. 1316
 FULL LOAD
 CONDITION
 DATE OF TEST 1962.03.09
 TEMP. OF WATER (C) 6.9
 FN 0.258
 VFN (M/S) 0.254
 SIDE STARBOARD
 LOCATION 37.60 NM AHEAD OF A.P.
 SR163 SETUMARU

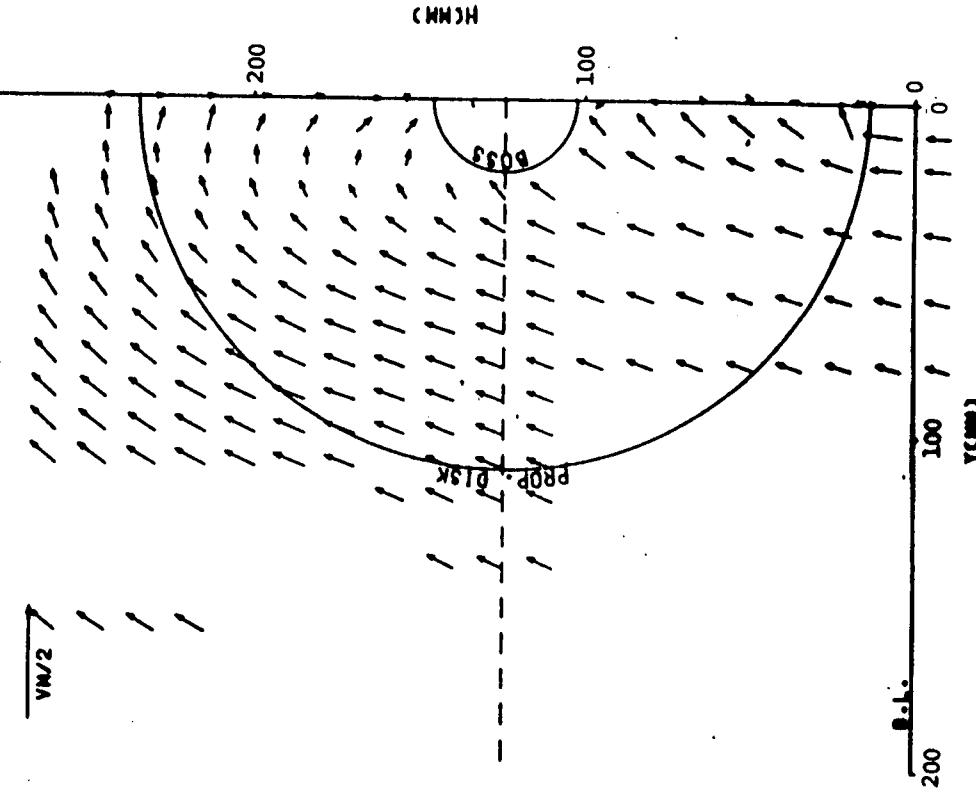


図 3.2.8 伴流分布

3.2.3 ハイスキュープロペラの設計

神戸製鋼所担当

3.2.3.1 設計条件

青雲丸実船実験の主目的がハイスキー・プロペラ(HSP)の性能、とくにHSP装着による振動軽減効果の確認であり、HSPの設計条件を定めるにあたっては、現装の通常プロペラ(CP)と設計条件を極力合わせる必要がある。また、青雲丸は1968年建造され、その後約14年経過しているので、その間の船の経年変化を考慮しなければならない。

建造後の経過をみると、1976年、振動問題から、船尾部の補強とともにプロペラが4翼(直径3.9 m)から5翼(直径3.6 m)に変更され、さらに1981年、プロペラ軸のピッティング・コロージョンの問題から、プロペラ軸、プロペラがキー付からキーレスに変更されて現在に至っている。1981年換装時の翼形状は1976年換装時のもとの同じで、その後の公試運転では期待した船速、プロペラ回転数がえられた。

以上のことから、自航要素が前項の自航試験結果と少し異なるが、本HSPの設計条件として1976年の5翼プロペラへの換装時のものを用いることにした。HSPの設計条件を表3.2.3.1に示す。HSPの1-Wsについては、CPと比べて減少する傾向がみられるので、これまで報告されている自航試験結果にもとづいて若干修正した。

3.2.3.2 Preliminary HSPの設計

一般的にスキーを大きくすれば、プロペラ起振力が減少するが翼応力は増大する。CPと72°HSPの模型実験による比較例^{1), 2)}では、72°HSPの船尾変動圧力振巾(一次翼振動数成分)はCPのそれの12%に減少しているが、72°HSPの翼応力はCPと比較して平均応力で約2.8倍、応力振巾で約2.0倍に増大している。さらに、クラッシュ・アスター時の72°HSPの翼応力については、逆転回転数を正転時の70%としても、正転時の翼応力の約1.9倍に増えている。したがって、スキー巾は翼強度の点から制限されるので、HSPの設計にあたっては、限られたスキー巾の中で最大限にプロペラ起振力を減らすことができるスキー分布を選ぶとともに翼応力上有利な翼形状を選定する必要がある。

HSPの各要目の選定で考慮した性能を表3.2.3.2に示す。表中、二重丸印は最優先の考慮、丸印は優先の考慮を意味する。翼数、プロペラ直径については、船尾振動と関連深いので、比較条件を合わせるためにCPと同じ5翼、直径3.6 mとした。ボス形状も軸との関係からCPと同一にした。また、翼断面形状については、プロペラ効率の改善のためにキャンバー修正することを前提にしてSRI-Bを採用し、スキーについてはプロペラ起振力を、ピッチ分布についてはプロペラ効率を、展開面積比、レーキ、翼厚については翼応力を最優先に考慮して決定することにした。

青雲丸の船尾振動の主因はサーフェス・フォースにあることから、船尾変動圧力を許容限界内におさえることを条件にスキー分布を求めた。前項の青雲丸模型船伴流分布(図3.2.2.9)を用いて、笠島らの方法³⁾により推定された実船伴流分布を図3.2.3.1に示す。この推定実船伴流分布を用いて、Full, MCR条件でプロペラチップ直上点での船尾変動圧力とその許容限界値を計算した。チップ・クリアランスZtは、 $Zt/D=0.251$ (D:プロペラ直径)である。船尾変動圧力の片振巾(一次翼振動数成分)の許容限界値については、Huseの方法⁴⁾、Lindgren and Johnssonの方法⁵⁾、Holdenの方法⁶⁾、Björhedenの方法⁷⁾による結果にもとづいて425 kg/m²とした。修正Holtrop法¹⁾により推定したCPの船尾変動圧力の片振巾(一次翼振動数成分)は720 kg/m²であり、さらにスキーを増した場合の結果を図3.2.3.2に示す。図3.2.3.2から、船尾変動圧力の片振巾(一次翼振動数成分)を425 kg/m²以下にするためには、スキー巾38°(0.6 RとTipのスキー角の差33.5°)以上が必要であることがわかる。この結果から、Preliminary HSPのスキー巾を45°(0.6 RとTipのスキー角の差36.5°)とした。

ピッチ分布については、非線形定常プロペラ揚力面理論計算では、HSPの場合、弱いDecreaseのものが効率面で優れている結果がえられている。⁸⁾ Decreaseのピッチ分布では、Constantのピッチ分布と比較して翼先端の荷重が減るために、船尾変動圧力、翼応力が減少し、また、キャビテーション性能にとっても有利な場合が多い。そこで、Preliminary HSPのピッチ分布として弱いDecreaseのものを選んだ。

展開面積比については、翼応力を考慮してCPの $a_e = 0.65$ から0.70に増した。また、翼応力を考慮して、変動レーキ分布を採用し、翼厚もCPより少し増した。最後に、非線形定常プロペラ揚力面理論計算結果にもとづいて平均ピッチ比を0.926と定めた。

Preliminary HSP(HSP I)の翼輪郭、要目、単独性能の理論計算結果をCPと比較して、それぞれ、図3.
¹⁴⁾表3.2.3.3、表3.2.3.4に示す。作動点が少し異なるので直接比較できないが、HSP Iの単独効率はCPと比べて損色ないものと思われる。

3.2.3.3 Final HSPの設計

HSP Iの模型実験結果(3.2.4項、3.4.4項)から次の点が確認された。

- (I) プロペラ単独効率はCPと同じである。
- (II) トルクが設計値より約3%大きい。
- (III) 二次以上の高次の翼振動数のキャビテーション騒音はハイスクューによりかなり減少しているが、一次翼振動数のキャビテーション騒音の減少量は少ない。

この結果から、最終設計では、回転数を調整するためにHSP Iのピッチ比を約0.01下げるにした。また、HSP Iによっても船尾変動圧力を十分許容限界内に減少できるものと思われるが、さらに船尾変動圧力の一次翼振動数成分を減少させるために、そのほかの性能が低下しなければ極端なDecreaseピッチ分布(Tip Unloaded Type)を採用することにした。

そこで、HSP Iのピッチ比を0.0092下げただけのHSP IMと最大と最小のピッチ比の差が約0.35ある極端なDecreaseのピッチ分布のHSP II(なお、翼応力を考慮してレーキ分布も変更した)を設計して、その性能を理論計算により比較した。

HSP IとHSP IMとHSP IIのピッチ分布を表3.2.3.5に示す。

また、HSP IMとHSP IIの単独性能、プロペラ起振力、翼応力、キャビテーション発生範囲を比較して、それぞれ表3.2.3.6、表3.2.3.7、表3.2.3.8、図3.2.3.4に示す。

表中の記号の意味は次の通り。

ΔP_s : プロペラ・チップ直上の船体表面上の点での船尾変動圧力の片振巾(一次翼振動数成分)

ΔF , ΔM : ベアリング・フォースのそれぞれ力とモーメント成分

σ_m : 一回転平均翼応力

σ_a : 翼応力片振巾

これらの計算結果から、HSP IIを採用すれば、HSP IMと比べてその他の性能を低下させずに船尾変動圧力をさらに25%減少できることが確認された。

最後に、HSP IIの翼疲労強度についてチェックした。その解析フローを図3.2.3.5に示す。一回転平均翼応力の計算では均一流中の翼面圧力分布を入力した。通常、一回転平均伴流中より均一流中の方が、翼先端側の荷重が少し大きく、翼応力も少し大きくなるために、設計上では安全側にある。翼応力振巾は、非定常プロペラ揚力面理論⁹⁾により推定した一翼の変動スラストの最大値と最小値に対応した均一流中の翼面圧力分布を非線形定常プロペラ揚力面理論により計算して、有限要素法による翼応力解析プログラムSPROSAS¹⁰⁾に入力して求めた。

計算結果を図3.2.3.6～図3.2.3.9に示す。いずれもFull, MCR, 前進自航時のもので、図3.2.3.6(a), 3.

図 3.2.3.6(b)は一回転平均翼応力の等応力線図、図 3.2.3.7 は一回転平均翼応力(各半径における最大値)の半径方向分布、図 3.2.3.8 は一翼のスラスト変動、図 3.2.3.9 は翼応力振巾(各半径における最大値)の半径方向分布である。表 3.2.3.8 に示したように、一回転平均翼応力と翼応力振巾の最大値はともに 0.25R で発生し、それぞれ、 475 kg/cm^2 , 116 kg/cm^2 (片振巾)である。なお、本計算では遠心力の影響を考慮し、翼のフィレットを無視している。フィレットが存在する 0.25 R より翼根側では実際の翼応力は計算値より小さいものと判断した。

さらに、0.25 R, 0.3 R, 0.4 R, ……, 0.9 R, 0.95 R でのこれらの結果を修正 Goodman 応力線図にプロットしたものを図 3.2.3.10 に示す。

同図中、疲労強度に対する安全率の定義を示すが、HSP II の安全率は 2.7 以上であり、HSP II の疲労強度上の問題はないものと判断される。

以上の結果から Final HSP として HSP II を採用した。

3.2.3.4 クラッシュ・アスターん性能

HSP II への換装による青雲丸のクラッシュ・アスターん性能への影響を事前に把握するために、次項のプロペラ単独性能試験結果を用いて理論計算により、CP を装着した場合と HSP II を装着した場合の Full 状態での青雲丸のクラッシュ・アスターん性能を比較した。

推定方法としては、船の旋回運動の影響を無視し、船体の前後方向の運動方程式を Runge - Kutta 法により数値的に解く方法を採用した。¹¹⁾

主機特性としては、SR151¹²⁾, SR175¹³⁾で示された近似モデルを用いた。

計算は、Harbor Speed で定常航走中にクラッシュ・アスターんをかけた場合と回転数 145 rpm で定常航走中にクラッシュ・アスターんをかけた場合の 2 ケースについておこなった。

推定計算に用いた諸数値を、表 3.2.3.9 に示す。表中の記号の意味は次の通り。

V_s, approach, N. approach : 定常航走中のそれぞれ船速とプロペラ回転数

N. reversible : 逆転可能回転数

N. astern : 逆転回転数

k : 遊転係数

t_n : 主機時間遅れ

t. reverse : 逆転加速時間

前後方向の付加質量は元良図表により推定し、船の 3.51 % の値を用いた。

逆転可能回転数 N. reversible については、57年10月、CP を装着して実施されたクラッシュ・アスターん試験結果にもとづいて 54 rpm とした。

推定計算結果を図 3.2.3.11(a), 3.2.3.11(b) に示す。また、停船までの走行距離 S. stop と停船時間 t. stop を表 3.2.3.10 に示す。計算結果から、CP 装備時と比較して、HSP 装備時の青雲丸の停船距離は 5 ~ 8 % 長く、停船時間は 12 ~ 15 % 長くなるものと推定される。

参 考 文 献

- (1) 山崎正三郎、高橋通雄、奥正光、伊藤政光：Highly Skewed Propeller の研究(第 2 報：船尾変動圧力)，日本造船学会論文集，第 150 号(1981)。
- (2) 山崎正三郎、高橋通雄、早見信博、蔽忠司、藤本敏雄：Highly Skewed Propeller の研究(第 3 報：静的および変動翼応力に関する模型実験)，日本造船学会論文集，第 150 号(1981)。
- (3) 笹島秀雄、田中一朗、鈴木敏夫：肥大船の伴流分布，造船協会論文集，第 120 号(1966)。
- (4) E. Huse : Pressure Pulses from Cavitating Propeller, Lecture at the Nordic Ship Research

Tech. Meeting, NSTM, Turku (1971)。

- (5) H. Lindgren, C. A. Johnsson : On the Influence of Cavitation on Propeller Excited Vibratory Forces and Some Means of Reducing Its Effect, PRADS, Tokyo (1977)。
- (6) K. O. Holden : Propellkavitasjon som Vibrasjonskilde, Dynamiske Krefter pa Akterskip fra Kaviterende Propell, Beregningsmetoder og Kriterier, Det Norske Veritas, NTNFS Project (1978)。
- (7) O. Björheden : Vibration Performance of Highly Skewed C. P. Propellers, Symposium on Prop Induced Ship Vibration, RINA (1979)。
- (8) 山崎正三郎：非線形定常プロペラ揚力面の数値解法とその応用例，西部造船会々報，第62号(1981)。
- (9) 波多野修次，南方潤三，山崎正三郎：揚力線および揚力面理論によるプロペラ性能の推定，西部造船会々報，第49号(1975)。
- (10) 藤本敏雄，藪忠司：Highly Skewed Propeller の翼応力の解析，関西造船協会誌，第184号(1982)。
- (11) 山崎正三郎，高橋通雄，奥正光，伊藤政光，玉島正裕：Highly Skewed Propeller の研究(第4報：前後進時の翼面上流線とクラッシュ・アスター性能)，日本造船学会論文集，第152号(1982)。
- (12) SR 151 研究部会：大型化に対応する船舶操縦システムの調査研究，研究資料No 247 (1976)。
- (13) SR 175 研究部会：加減速時における操船性能に関する研究，研究資料No 321 (1979)。
- (14) 門井弘行，岡本三千郎，吉田三雄：SRI - B プロペの設計図表，第34回船舶技術研究所研究発表会講演集，昭和54年12月

表 3.2.3.1 プロペラ設計条件

Propeller		CP	HSP
Condition		Full	Full
BHP	ps	5 400	5 400
N	rpm	181	181
V _s	kt	16.9	16.9
1-ws		0.760	0.742
η_R		0.988	0.988
η_T		0.950	0.950
Immersion	m	3.8	3.8
J		0.608	0.594

表 3.2.3.2 プロペラ設計方針

Particulars	Propeller		Performance Characteristics			
	CP	HSP	Efficiency	Cavitation	V.P.Force	Stress
Number of Propeller Blades	5		○		◎	
Diameter (m)	3.6		◎		◎	
Pitch Ratio (mean)	0.950		◎			
Expanded Area Ratio	0.650	(0.700)	○	○		◎
Blade Thickness Ratio	0.0442		○	○		◎
Boss Ratio	0.1972					
Total Skew Angle (deg.)	10.5°	(45°)			◎	○
Rake Angle (deg.)	6.0°				○	◎
Blade Section	MAU	Modified (SRI-B)	◎	◎		◎
Pitch Distribution	Constant	Decrease	◎	○		○
Blade Width Distribution	—		○	○		◎
Skew Distribution	—	Forward and Backward			◎	○
Rake Distribution	Constant	Variable			○	◎
Blade Thickness Distribution	—		○	○		◎

○ (1st) ○ (2nd) : Order of Consideration for Determining Each Particular of propeller

表 3.2.3.3(a) プロペラ主要目

		CP	HSP I	HSP II
Type		CP	HSP	Tip Unloaded HSP
Diameter of Propeller	mm		3 600	
Pitch Ratio (Mean)		0.950	0.926	0.920
Expanded Area Ratio		0.650	0.700	
Boss Ratio			0.1972	
Number of Blades			5	
Blade Thickness Ratio		0.0442	0.0496	
Mean Blade Width Ratio		0.2465	0.2739	
Skew Angle	deg.	10.5°	45.0°	
Rake Angle	deg.	6.0°	-6.11°	-3.03°
Blade Section		MAU	Modified SRI-B	
Material		AlBC3 (Ni-Al-Bronze)		

表3.2.3.3(b) CPのオフセット・テーブル

R/R	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17
X	0.0	14.1	28.2	42.4	70.6	106.0	141.0	212.0	226.0	282.0	353.0	424.0	494.0	565.0	635.0	671.0	706.0
Y0	44.6	66.1	76.1	84.3	96.9	108.6	117.5	127.1	127.4	114.5	114.6	99.6	80.5	57.6	32.2	19.1	5.7
YU	30.2	29.2	12.1	12.7	6.9	3.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
X	0.0	16.2	23.0	42.4	82.4	124.0	162.0	247.0	264.0	320.0	412.0	494.0	577.0	659.0	742.0	782.0	824.0
Y0	39.0	57.8	66.6	73.8	84.9	95.1	102.8	111.3	111.5	109.0	100.3	87.1	70.4	50.5	28.2	16.7	5.0
YU	27.0	23.2	16.7	11.1	6.0	2.6	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
X	0.0	18.2	37.0	55.4	92.4	129.0	182.0	277.0	296.0	370.0	462.0	524.0	641.0	729.0	832.0	878.0	924.0
Y0	33.5	49.6	57.1	63.2	72.7	81.5	86.1	95.4	95.6	93.4	86.0	74.7	60.4	43.3	24.2	14.3	4.3
YU	23.2	18.2	14.3	9.6	5.2	2.2	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
X	0.0	20.2	40.6	61.0	102.0	152.0	203.0	302.0	323.0	402.0	504.0	703.0	802.0	902.0	951.0	1001.0	1092.0
Y0	25.7	38.4	44.6	49.9	58.7	66.7	72.9	79.4	79.6	77.8	71.6	62.3	50.4	36.0	20.3	12.2	4.0
YU	17.1	12.2	12.0	6.1	3.2	1.4	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
X	0.0	22.2	42.8	68.7	112.0	172.0	229.0	344.0	367.0	447.0	548.0	648.0	749.0	820.0	920.0	1001.0	1092.0
Y0	18.5	28.6	34.0	38.6	46.0	53.1	58.1	63.9	64.0	62.6	57.7	50.2	40.8	29.5	16.9	10.4	4.0
YU	11.2	8.5	6.3	3.9	2.0	0.8	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
X	0.0	26.2	52.2	79.7	123.0	199.0	266.0	398.0	422.0	499.0	592.0	685.0	778.0	871.0	964.0	1051.0	1092.0
Y0	11.5	19.6	24.5	28.5	35.1	41.1	45.7	50.7	50.8	49.7	45.8	40.0	32.7	23.8	14.1	9.2	4.4
YU	6.2	4.6	3.4	2.1	1.0	0.4	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
X	0.0	28.0	56.0	83.9	140.0	210.0	280.0	420.0	448.0	511.0	590.0	669.0	748.0	828.0	907.0	946.0	986.0
Y0	4.8	11.7	15.7	18.9	24.3	29.8	33.8	37.8	37.9	37.1	34.3	30.1	24.7	18.4	11.7	8.3	5.0
YU	2.4	2.0	1.3	0.7	0.4	0.2	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
X	0.0	24.3	48.2	72.8	121.0	182.0	242.0	364.0	388.0	436.0	496.0	552.0	615.0	675.0	734.0	794.0	854.0
Y0	2.5	7.3	9.8	11.9	15.6	19.4	22.1	24.6	24.9	24.6	23.3	21.1	18.0	14.3	10.1	7.8	5.5
YU	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
X	0.0	18.8	37.2	56.2	93.8	141.0	188.0	281.0	300.0	325.0	379.0	424.0	468.0	512.0	556.0	578.0	600.0
Y0	1.9	5.6	7.5	9.0	11.7	14.4	16.5	18.4	18.5	18.3	17.5	16.1	14.1	11.6	8.8	7.2	5.6
YU	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0

表 3.2.3.3(c) HSP I のオフセット・テーブル (HSP II と共通)

R/R	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17
0.200	X0 Y0 YU	0.0 4.3 4.3	6.7 3.3 3.3	13.4 6.2 6.2	26.9 7.4 7.4	32.0 8.4 8.4	70.8 10.7 10.7	104.9 119.9 119.9	136.9 134.9 134.9	199.9 142.9 142.9	249.9 143.9 143.9	329.9 126.9 126.9	453.9 102.9 102.9	599.9 70.7 70.7	646.9 50.9 50.9	696.7 50.9 50.9	743.0 79.1 79.1
0.300	X0 Y0 YU	0.0 4.3 4.3	8.1 4.3 4.3	17.1 12.0 12.0	29.1 6.2 6.2	67.3 10.7 10.7	101.4 104.9 104.9	139.6 104.9 104.9	191.9 119.9 119.9	262.3 127.3 127.3	336.6 130.5 130.5	448.7 126.5 126.5	673.1 113.3 113.3	785.3 63.0 63.0	841.9 43.3 43.3	897.5 10.2 10.2	927.5 12.9 12.9
0.400	X0 Y0 YU	0.0 4.3 4.3	10.3 5.3 5.3	20.6 12.0 12.0	41.2 6.1 6.1	82.4 61.0 61.0	123.7 164.9 164.9	183.7 247.7 247.7	229.8 173.2 173.2	312.2 113.2 113.2	412.2 112.2 112.2	522.9 112.2 112.2	638.9 112.2 112.2	783.3 88.0 88.0	898.8 10.2 10.2	939.6 93.9 93.9	1039.6 111.1 111.1
0.500	X0 Y0 YU	0.0 4.3 4.3	12.5 6.3 6.3	23.9 14.3 14.3	49.7 9.3 9.3	72.3 50.3 50.3	96.3 51.2 51.2	145.0 68.4 68.4	192.6 192.6 192.6	288.9 188.4 188.4	385.3 185.3 185.3	481.6 191.9 191.9	611.9 111.9 111.9	742.2 87.2 87.2	872.5 109.8 109.8	1113.1 111.1 111.1	
0.600	X0 Y0 YU	0.0 4.3 4.3	14.7 7.1 7.1	27.4 17.1 17.1	53.6 9.9 9.9	81.1 42.0 42.0	107.3 160.9 160.9	160.9 214.1 214.1	214.1 221.8 221.8	329.1 174.3 174.3	516.4 80.1 80.1	629.5 81.9 81.9	794.9 4.7 4.7	929.7 53.2 53.2	1060.8 139.2 139.2	1119.7 127.9 127.9	
0.700	X0 Y0 YU	0.0 4.3 4.3	16.9 8.3 8.3	19.2 14.3 14.3	28.9 9.3 9.3	84.2 51.2 51.2	112.6 162.5 162.5	112.6 225.2 225.2	112.6 225.2 225.2	450.9 327.8 327.8	562.0 430.7 430.7	687.5 429.1 429.1	812.9 516.4 516.4	936.9 516.4 516.4	1060.8 329.9 329.9	1119.7 132.7 132.7	
0.800	X0 Y0 YU	0.0 4.3 4.3	19.0 10.0 10.0	19.2 12.0 12.0	28.9 12.0 12.0	84.2 23.6 23.6	112.6 162.5 162.5	112.6 162.5 162.5	112.6 162.5 162.5	450.9 327.8 327.8	562.0 430.7 430.7	687.5 516.4 516.4	812.9 516.4 516.4	936.9 516.4 516.4	1060.8 329.9 329.9	1119.7 132.7 132.7	
0.900	X0 Y0 YU	0.0 4.3 4.3	20.5 9.6 9.6	20.5 12.4 12.4	29.9 14.9 14.9	91.0 23.6 23.6	107.7 161.5 161.5	107.7 161.5 161.5	107.7 161.5 161.5	528.4 323.9 323.9	646.1 430.7 430.7	753.8 403.6 403.6	861.4 33.6 33.6	969.1 33.6 33.6	1076.8 13.6 13.6	1119.7 820.8 820.8	
0.950	X0 Y0 YU	0.0 4.3 4.3	21.6 10.7 10.7	19.7 6.7 6.7	29.4 8.6 8.6	94.1 10.3 10.3	112.1 14.0 14.0	112.1 14.0 14.0	112.1 14.0 14.0	512.0 293.0 293.0	612.0 117.5 117.5	716.3 117.5 117.5	812.1 117.5 117.5	928.2 11.0 11.0	1039.6 1.5 1.5	1119.7 1.5 1.5	

表 3.2.3.4 自航点でのプロペラ単独性能
(プロペラ揚力面理論計算結果 8))

Propeller	CP	HSP I
J	0.6084	0.5940
k_T	0.2226	0.2293
k_Q	0.03456	0.03483
η_Q	0.6238	0.6224

表 3.2.3.6 自航点でのプロペラ単独性能
(プロペラ揚力面理論計算結果 8))

	HSP I _M	HSP II
J	0.594	0.594
k_T	0.2248	0.2241
k_Q	0.03395	0.03365
η_Q	0.620	0.6296

表 3.2.3.7 プロペラ起振力(修正 Holtrop 法 1)と
非定常プロペラ揚力面理論 9)による計算結果)

	HSP I _M	HSP II
Amplitude of Fluctuating Pressure $\Delta P_S (\text{kg}/\text{m}^2)$	339	255
Bearing Force $CF = \Delta F / (\rho n^2 D^4)$, $CF = \Delta M / (\rho n^2 D^3)$		

x : Axial
y : Horizontal
z : Vertical

r/R	HSP I	HSP I _M	HSP II
0.200	0.956	0.947	0.945
0.300	0.956	0.946	0.987
0.400	0.953	0.944	1.010
0.500	0.947	0.938	1.015
0.600	0.939	0.930	0.993
0.700	0.928	0.919	0.944
0.800	0.913	0.904	0.871
0.900	0.895	0.885	0.780
0.950	0.884	0.875	0.727
1.000	0.872	0.863	0.668

表 3.2.3.8(a) 正転時の翼応力(有限要素法¹⁰⁾
による計算結果)

	HSP I _M	HSP II
0.25R	σ_m (kg/cm ²)	478
	σ_a (kg/cm ²)	118
0.7R	S	2.7
	σ_m (kg/cm ²)	306
	σ_a (kg/cm ²)	126
	S	2.8

σ_m : Mean Maximum Principal Stress
 σ_a : Amplitude of Stress
 S : Safety Factor for Fatigue Strength

表 3.2.3.8(b) 逆転時の翼応力(有限要素法¹⁰⁾
による計算結果)

	HSP I _M	HSP II
0.8R	σ_m (kg/cm ²)	947

表 3.2.3.9 クラッシュ・アスター性能推定計算
のための入力データ

Propeller	CP	HSP II			
		11.0	14.5	11.0	14.5
V _s .approach	kt				
N.approach	rpm	110.0	145.0	110.0	145.0
N.reversible	rpm		54.0		54.0
N.astern	rpm		110.0		110.0
k			0.7		0.7
t _n	sec		5.0		5.0
t.reverse	sec		30.0		30.0
t _w			0.760		0.742
t _c			1.000		1.000
η_R			0.988		0.988

表 3.2.3.10 停船までの走行距離と所要時間(推定計算結果¹¹⁾)

	CP	HSP II	HSP II/CP
N.approach = 110 rpm	S.stop m	604	648
	t.stop sec	199	228
N.approach = 145 rpm	S.stop m	1 022	1 078
	t.stop sec	261	293

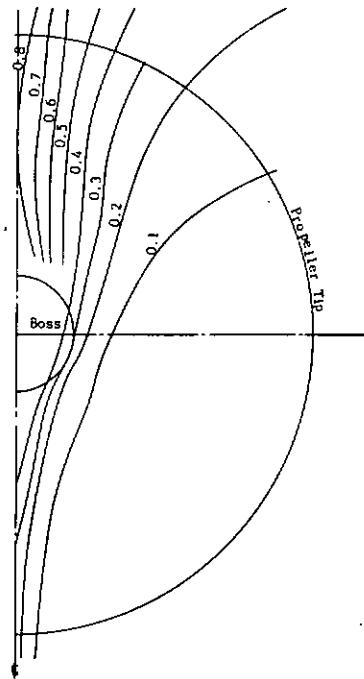


図 3.2.3.1 推定実船伴流分布(満載状態)

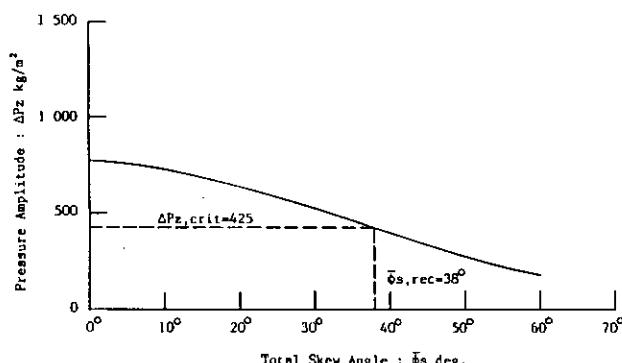


図 3.2.3.2 プロペラ直上点での船尾変動圧力振巾(一次翼振動数成分)に及ぼす
スキューワーの影響(修正 Holtrop 法¹⁾による計算結果)

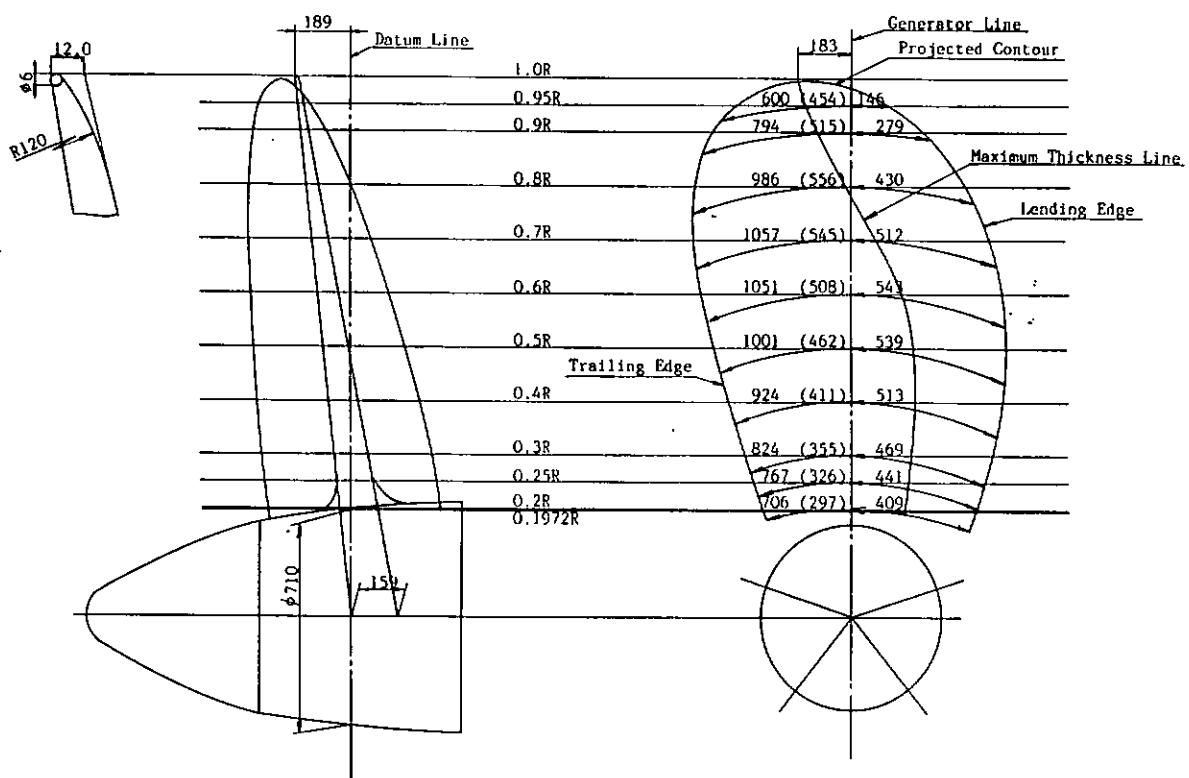


図 3.2.3.3(a) CP の翼形状

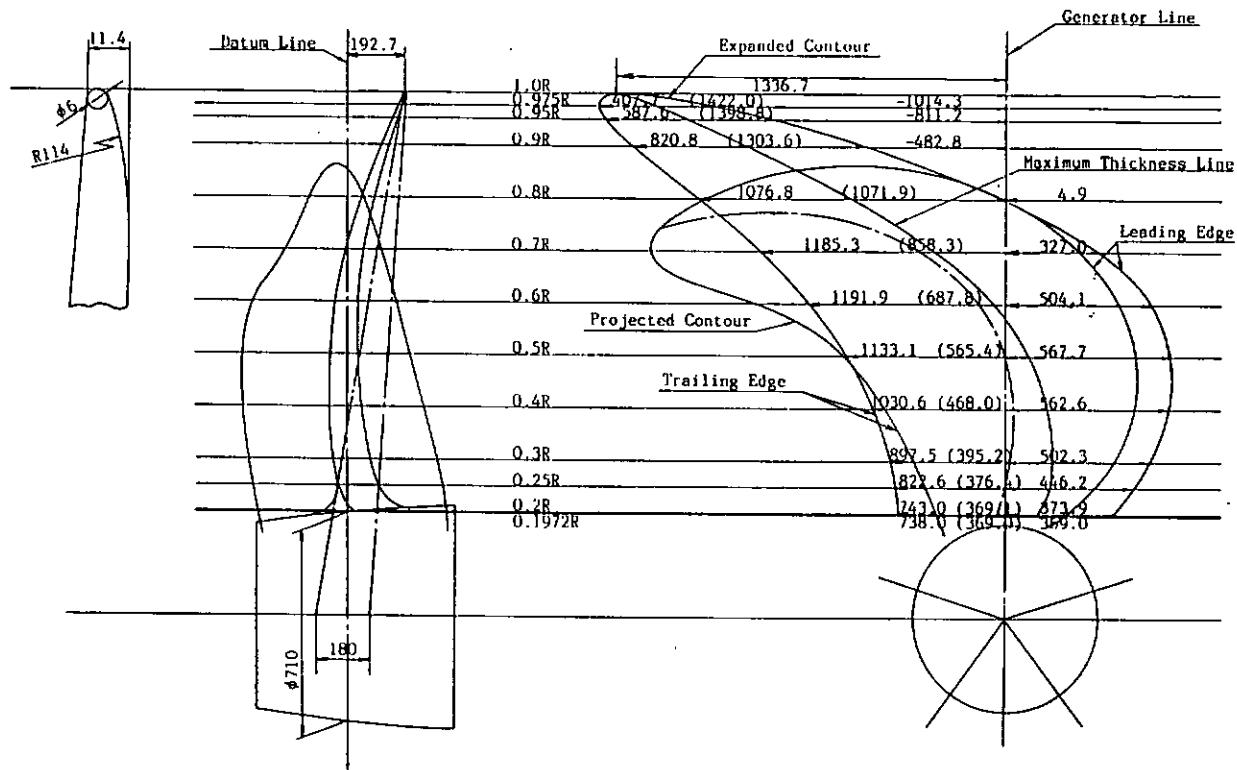


図 3.2.3.3(b) HSP I の翼形状

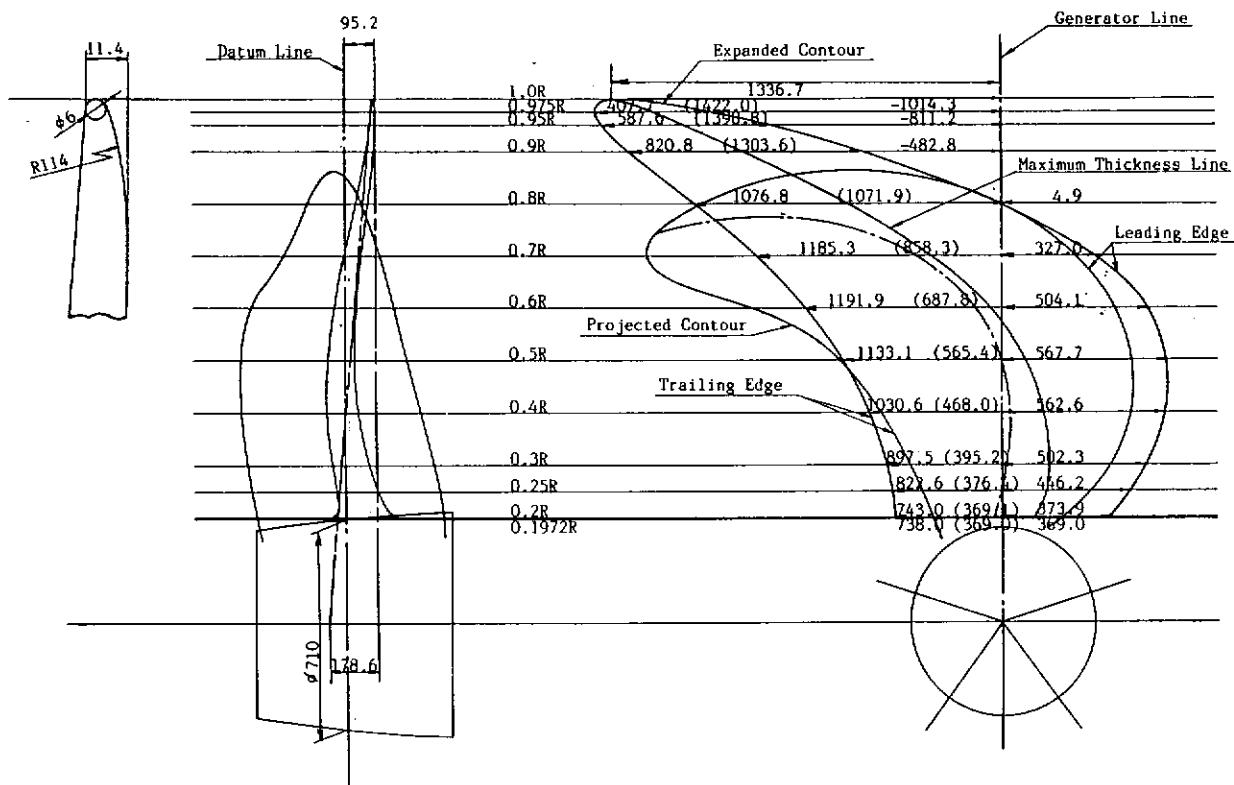


図 3.2.3.3(c) HSP II の翼形状

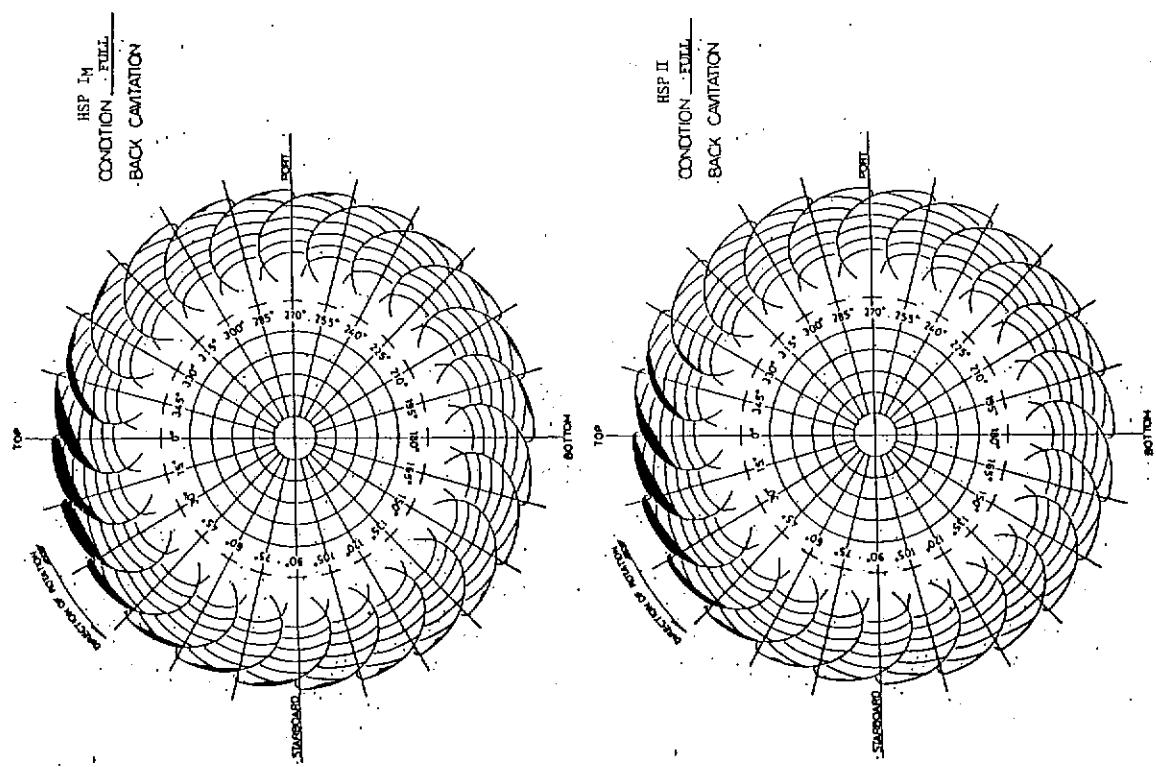


図 3.2.3.4 キャビテーション発生範囲(非定常プロペラ揚力面理論計算結果 9))

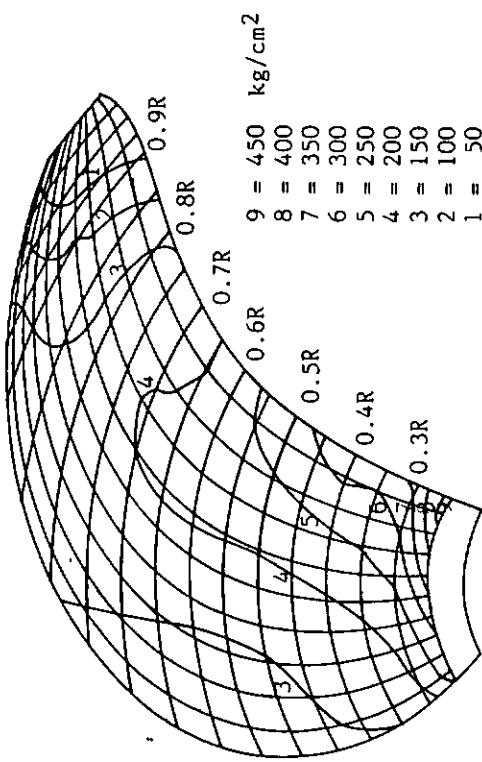


図 3.2.3.6(a) フュイス面上の一回転平均翼応力分布
(有限要素法 10)による計算結果)

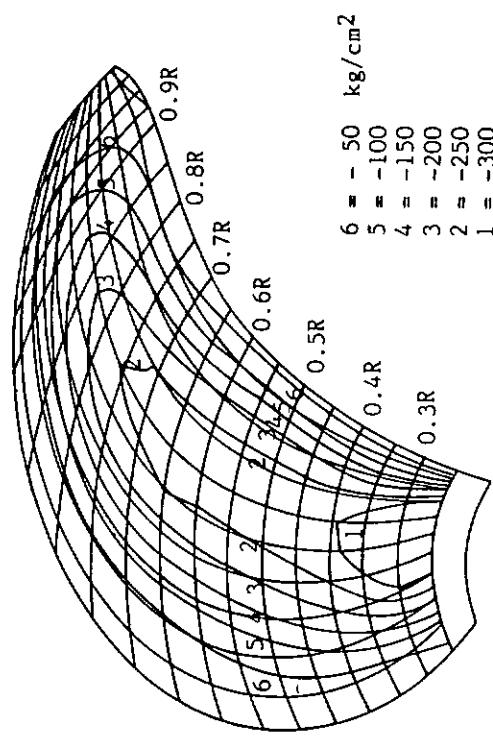


図 3.2.3.6(b) バック面上の一回転平均翼応力分布
(有限要素法 10)による計算結果)

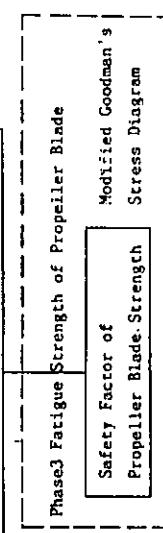
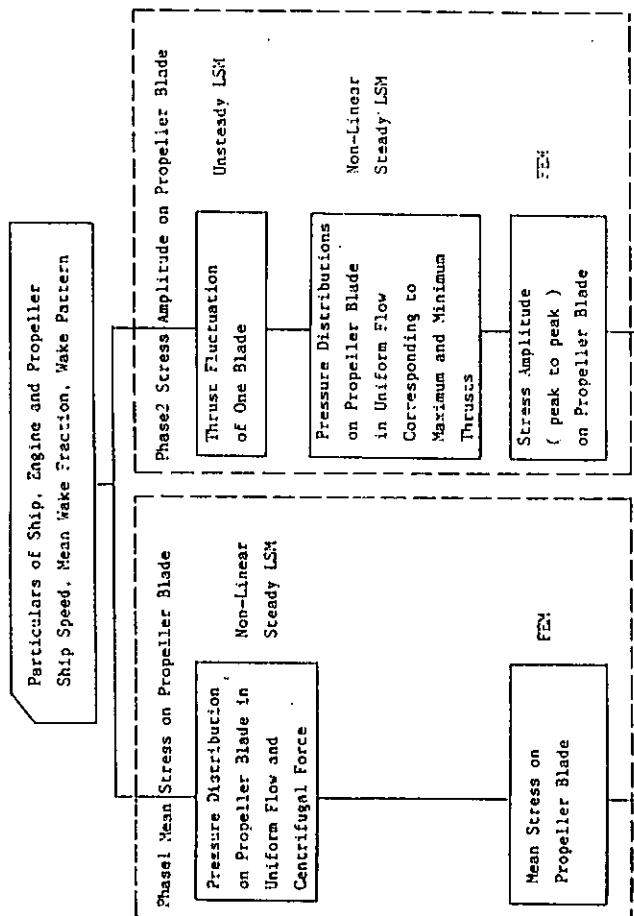


図 3.2.3.5 疲労強度解析のフロー・チャート

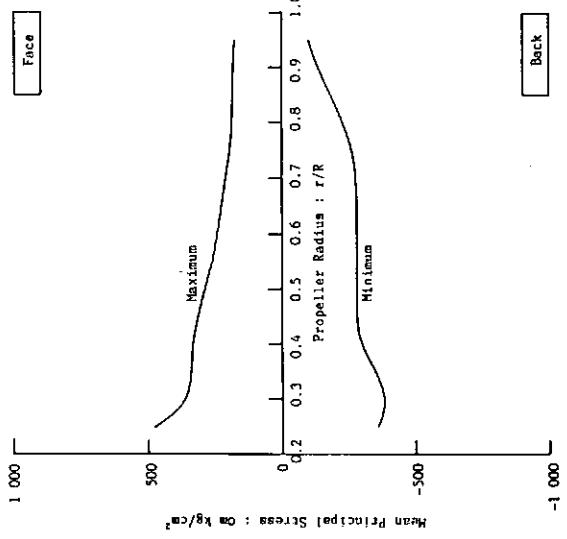


図 3.2.3.7 一回転平均歛応力の半径方向分布
(有限要素法 10)による計算結果)

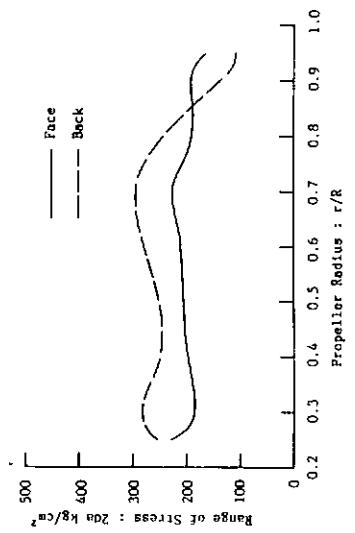


図 3.2.3.9 歓応力振巾の半径方向分布
(有限要素法 10)による計算結果)

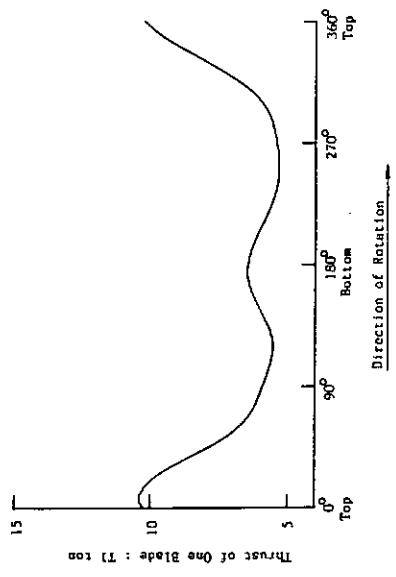


図 3.2.3.8 一端に働くスラストの一回転中の変動
(非定常プロペラ揚力面計算結果 9)

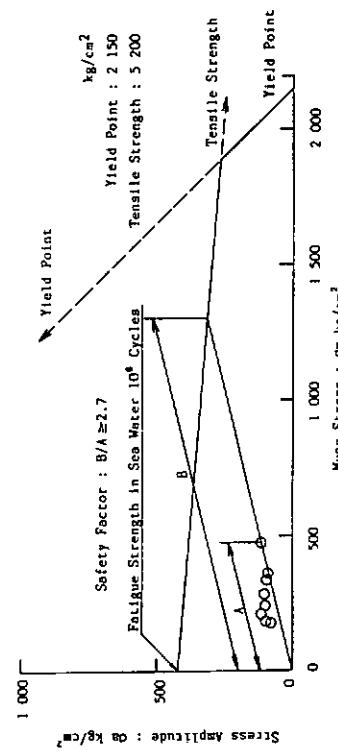


図 3.2.3.10 修正 Goodman 応力線図による翼疲労強度の判定

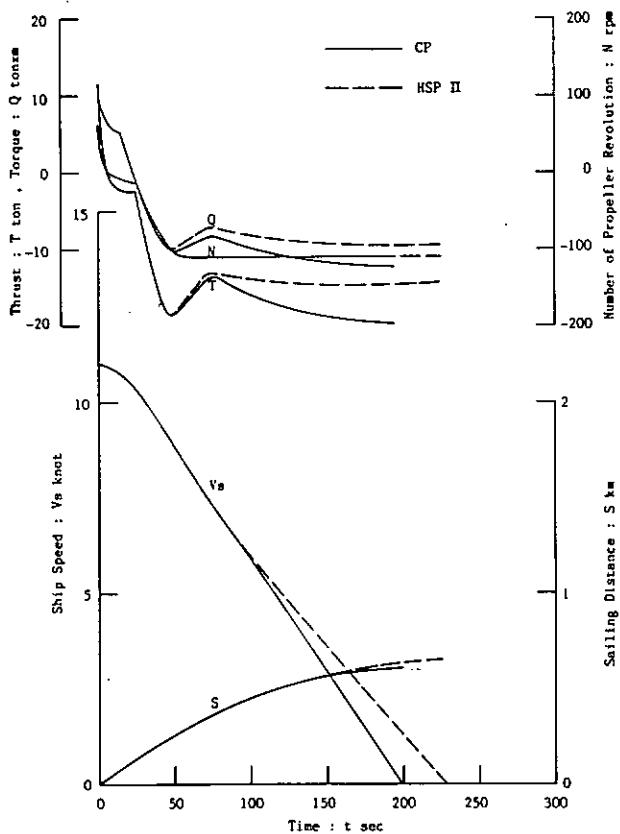


図 3.2.3.11(a) クラッシュ・アスターん性能推定計算結果
(Vs. approach = 11.0 knot)

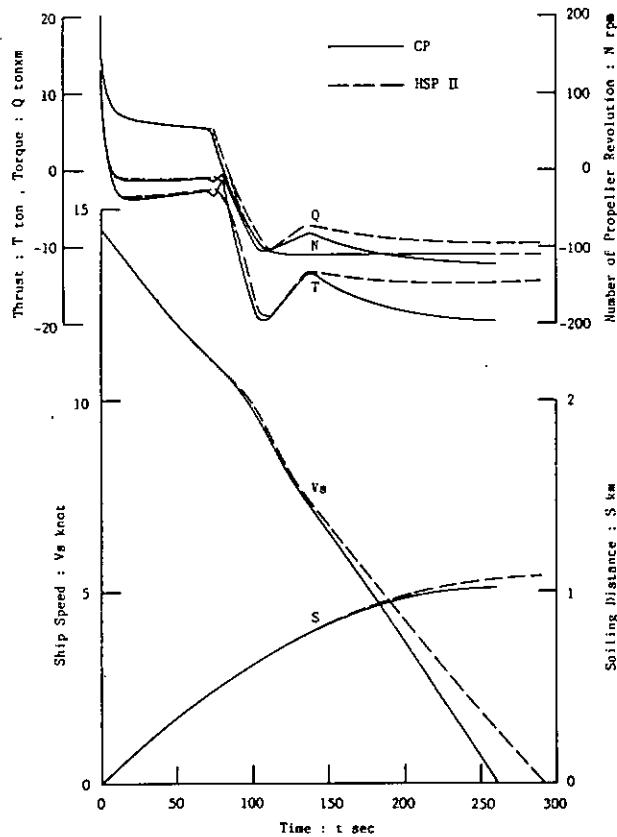


図 3.2.3.11(b) クラッシュ・アスターん性能推定計算結果
(Vs. approach = 14.5 knot)

3.2.4 プロペラ単独試験

石川島播磨重工業担当

表 3.2.3.3(a) 及び図 3.2.3.3(a), (b), (c)に示す 3 種のプロペラの 1 / 16.293 模型(直徑 220.95 mm)を製作し、石川島播磨重工業横浜技術研究所船型試験水槽にて単独性能試験を実施した。

試験条件を表 3.2.4.1 に、通常の第 1 象限の単独試験結果を図 3.2.4.1 ~ 2 に、4 象限試験の結果を図 3.2.4.3 ~ 5 に示す。

表 3.2.4.1 試験条件

プロペラ	CP	HSP I	HSP II
模型番号	MP 218	MP 219	MP 220
試験年月日	57. 2. 3	57. 6. 1	57. 10. 13
水温 (°C)	10.4	15.6	19.5
プロペラ没水率	1.0	1.0	1.0
回転数 (1/sec)	9.25 ~ 10.24	8.65 ~ 9.52	7.88 ~ 8.70
Reynolds 数 *	2.5×10^5	3.0×10^5	3.0×10^5

* Kempf の定義: $\ell_{0.7} \sqrt{V_a^2 + (0.7 \pi n D)^2}$ による。

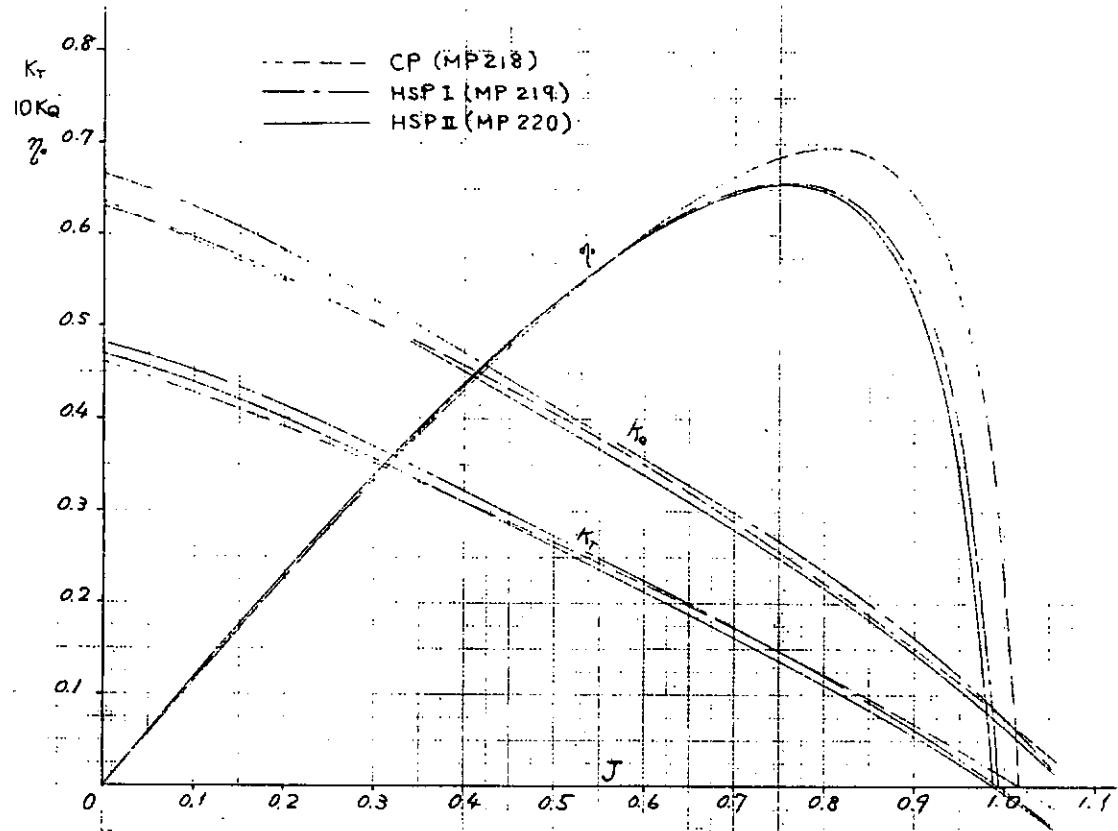


図 3.2.4.1 単独性能曲線

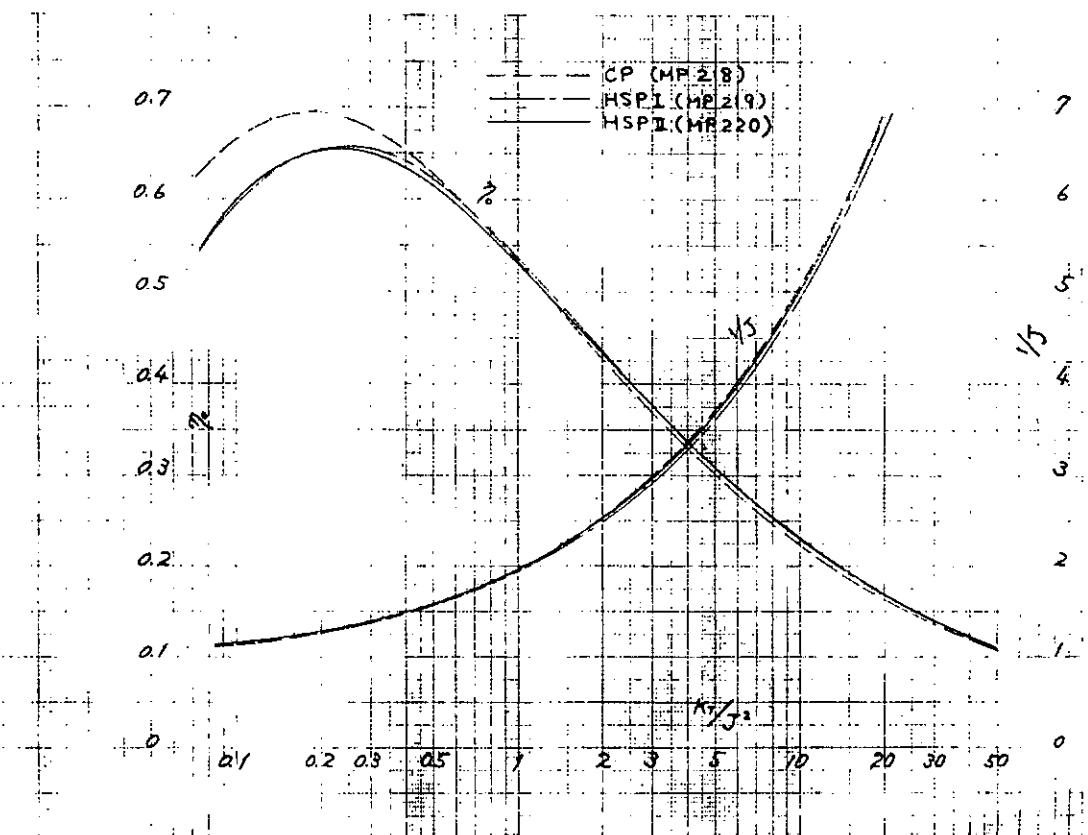


図 3.2.4.2 K_T/J^2 ベースの効率比較

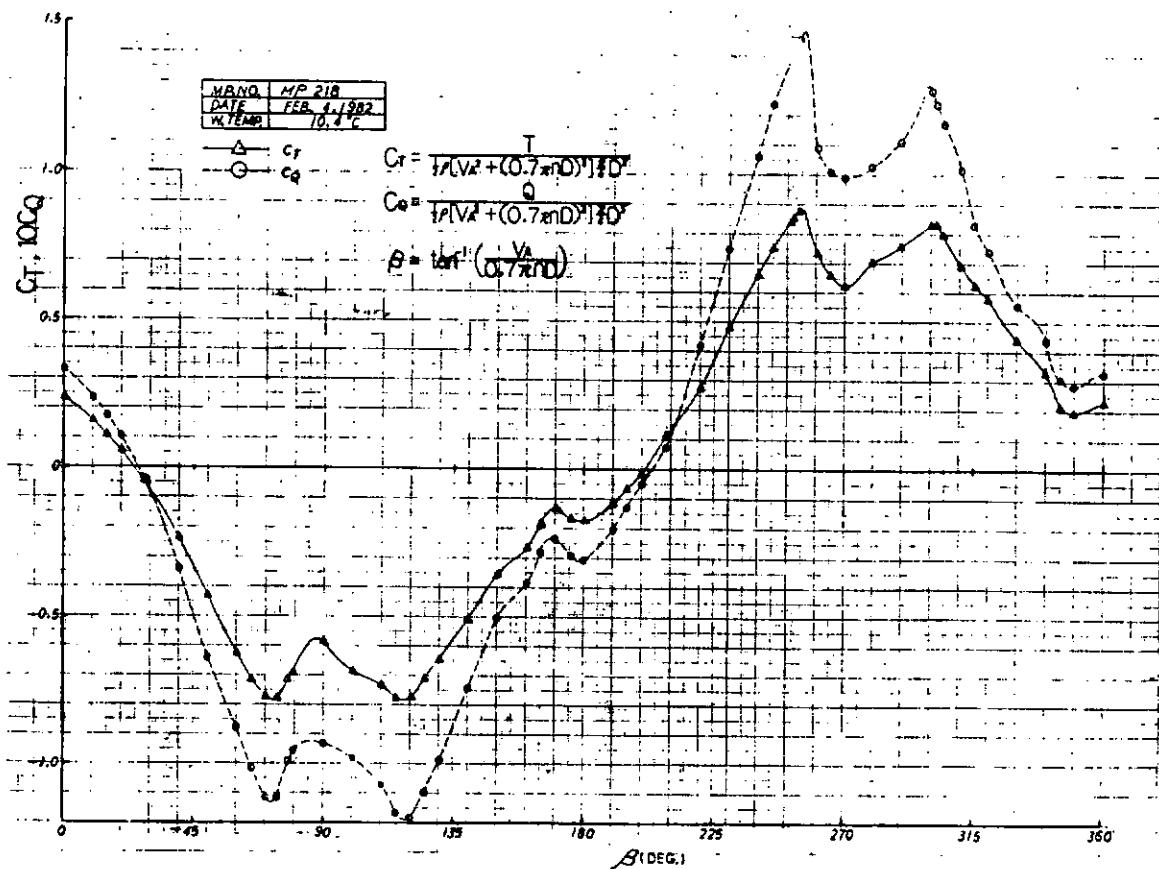


図 3.2.4.3 CP 単独性能 4象限試験

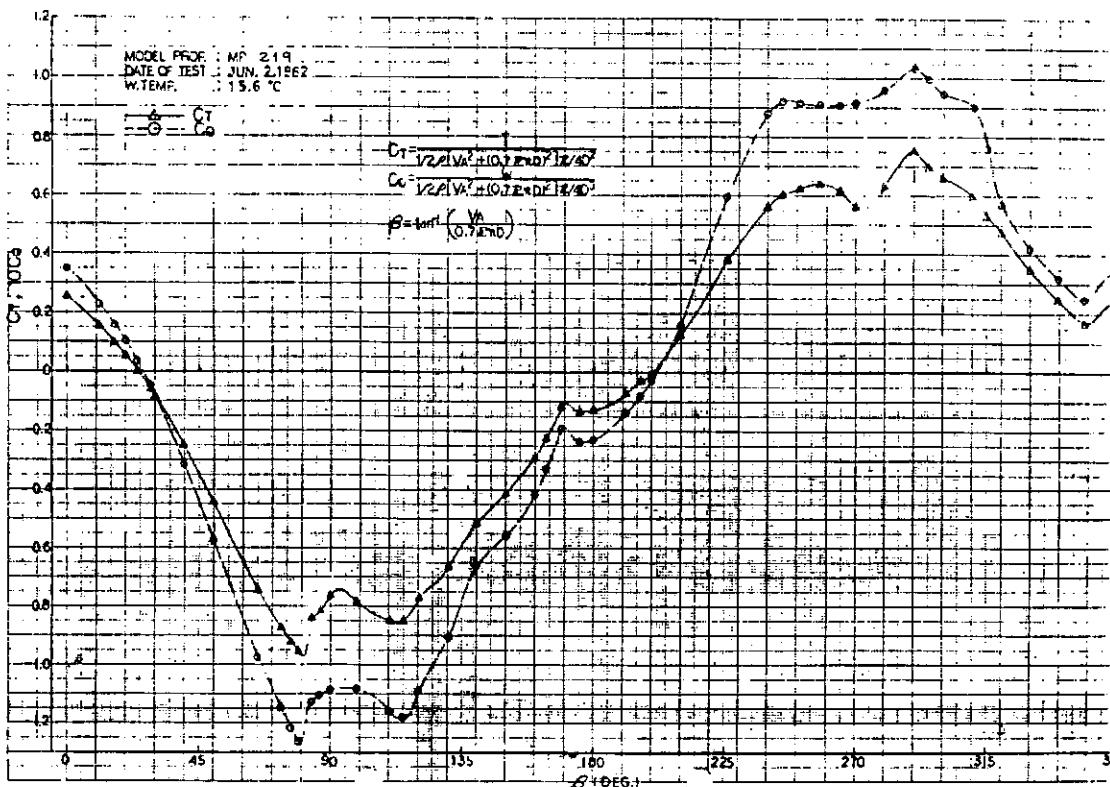


図 3.2.4.4 HSP I 単独性能 4象限試験

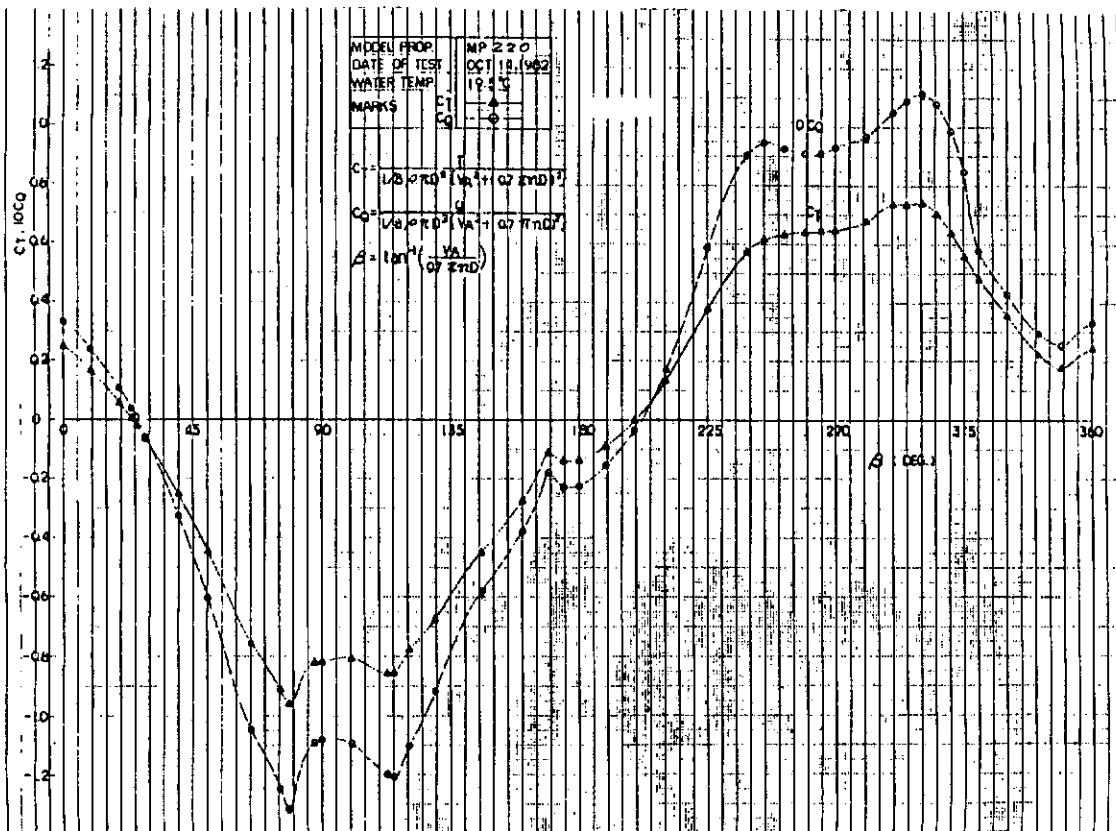


図 3.2.4.5 HSP II単独性能4象限試験

3.3 青雲丸における実船実験

3.3.1 序

過去において、船体振動等に関連しての実船実験は、世界中で数多く実施されている。しかし、これらの実船実験は、かなりかたよった実験、例えば船尾変動水圧とキャビテーション観測のみ、あるいは、軸系振動のみといった例が多い。それらはそれなりの意味を持つわけではあるが、各振動現象の相関関係を明確にするにはもっと広範囲な計測を精度よく、かつ同時に行うことが必要である。特に今回のように、理論計算結果との比較、また通常プロペラとハイスクュープロペラとの船体振動等に及ぼす影響等を比較検討するには、一層その必要性が痛感される。

現在までに、抵抗、推進、操縦性能をも含めて広範囲にわたって船の特性を検討するための実船実験は、西独の "Meteor" 号によるものが¹⁾また、船体振動を詳細にわたって検討したものとしては、日本造船研究協会第142部会により、実施された研究がある。

しかし、前者はあまりにも広範囲にわたりすぎ、問題点をしづるまでにはいたらなかったこと、また後者は、船舶流体力学といった観点からの考察が若干不足していたと思われる。

今回は、船尾振動を中心テーマとして、その起振源の特性を詳細に計測・検討しようとするものである。

青雲丸は、運輸省航海訓練所に所属し、船舶職員の養成を目的として昭和43年11月21日に竣工した³⁾。

青雲丸の主要目を、表 3.3.1.1 に、写真を、写真 3.3.1.1 に、また一般配置図を図 3.3.1.1 に示す。アッパーデッキ上のエンジン・エクササイズ室をキャビテーション観測、ノイズ計測用の部屋とし、また、セカンドデッキ上の第 2 実習生講義室を船尾変動水圧およびプロペラ応力等計測用の部屋とした。

参 考 文 献

- (1) Vortragsgruppe "Forschungsschiff Meteor", Jahrbuch der STG, 59, Band (1965).
- (2) 日本造船研究協会第142部会, "船尾構造の剛性, 変形量, 船尾形状に関する研究", (昭和48年度~50年度)。
- (3) 運輸省航海訓練所, 運航技術研究会, "練習船青雲丸 — 計画から竣工まで — ", 成山堂 (1969)。

表 3. 3. 1. 1

PRINCIPAL CHARACTERISTICS OF SEIUN-MARU

LENGTH b. p.	105.00	M
BREADTH	16.00	M
DEPTH	8.00	M
DRAFT	5.80	M
C_B	0.576	
DISPLACEMENT	5,781.3	TON
MAIN ENGINE		
DIESEL	5,400 PS × 176 RPM	

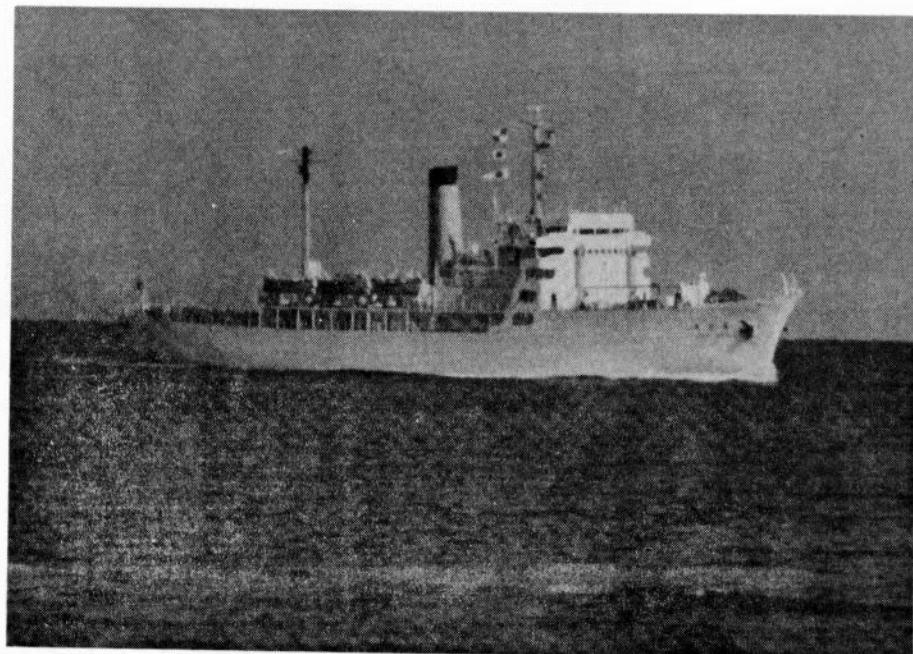
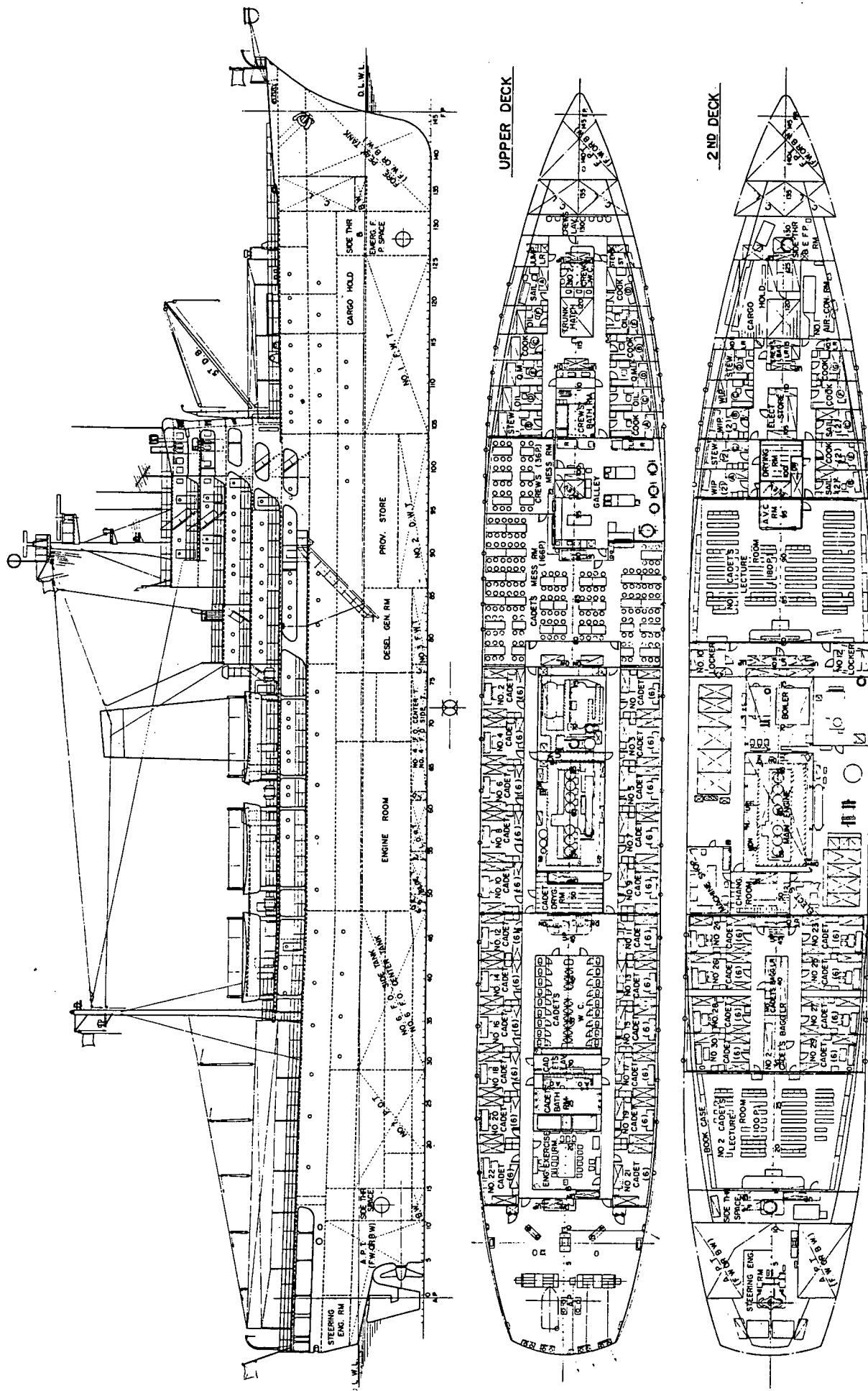


写真 3. 3. 1. 1



☒ 3.3.1.1 General Arrangement

3.3.2 工事概要

日本鋼管担当

準備工事計画は昭和56年7月の実船試験に関する検討会から検討を開始し、昭和56年8月の第1回第4小委員会から本格的に計測各担当者の間で検討された。

本船の入渠期間を4日間と設定し、各計測毎に具体的な工事の施工方案を固め、これを計測各担当者との間で協議をしながら、準備工事担当委員が昭和57年3月末に工事の仕様書及び日程をまとめた。

これ等を表3.3.2.1、表3.3.2.2及び表3.3.2.3にそれぞれ示す。

3.3.2.1 第1次実船試験準備工事(昭和57年5月6日～5月12日)

具体的な工事内容及び工事の流れについては、仕様書及び日程表に示す通りであるが、以下に今後この様な工事をする際の参考の為に、今回生じた問題点及び注意事項を記す。

(1) 限られた入渠期間中に工事を終了する必要があった為に、作業場所が集中しているプロペラ直上及びプロペラ部の作業が重複した。この為に工事上の困難さを生じ、NKの翼応力の計測方法を急拠当初の方法から変更せざるを得なかった。

これは初めての作業で、事前に各作業時間を推定する事が困難であった事もあるが、プロペラ部の上方に溶接火の粉を避けるに充分な対策が施せられていたらある程度は回避できた筈である。

(2) 工事日程の短縮化を狙って、誘導管にプリカチューブを採用したが、第1次の実船試験で荒天に遭遇し、強度不足の為損傷してしまった。

(3) 今回は本船の外板に穴を開ける方法をとらないで、外板に誘導管を溶接する方法をとった。この方法だと、溶接により外部の他内部の塗装をも損う為、内部修復の必要が生じ、特に本船の場合 Aft Peak Tank に清水を積んでいる為、入渠時にこれを空とすべく本船側との事前の協議が必要であった。

(4) 誘導管方式だと水面上の外板にかなりの数の管が取りつく為、本船の美観保持及び保船作業時の誘導管保護の目的で化粧覆を設けた。

(5) J.G. の検査は、第1次の準備工事の場合、プロペラ本体及び船体に本質的な改造を施すものでは無いとの判断から必要なかった。

(6) 各計測器と計測室内の受信器を結ぶ配線工事は、当初は極力現状を損なわないよう、上甲板上の入口扉を試験期間中は少し開けておく方法を考えていたが、本船は一応外洋を航行するという事から、急拠扉の上方に水密を考えたヒンジ付の電線貫通孔(約100φ)を設けた。

3.3.2.2 第2次実船試験準備工事(昭和57年11月18日～11月30日)

第2次の準備工事は、第1次の経験があったので比較的スムーズに事が運んだ。以下に第1次の準備工事との相違点を記す。

(1) 船体への取付け工事のうち、各計測器の台座については、当初の予定通り前回のものを利用できたが、誘導管については、プリカチューブの損傷に伴い全てこれをS.G.P.に換え、前回の経験から一部の管径を変更した。

(2) プロペラ換装工事が加わった事により、J.G.の立合い検査及び主機振り振動計測の必要が生じた。

3.3.2.3 計測器等撤去作業

第1次の場合には各計測器のみの撤去が目的だったので、神戸港着岸時に潜水夫によりこれを撤去した。

しかし、第2次の場合には航海訓練所の希望もあり、換装したプロペラ(H.S.P.)以外は極力元の姿に戻す事となり、実船試験終了後再入渠し撤去作業を行った。

3.3.2.4 まとめ

以上工事の概要につき、主として工事上の問題点及び注意点について述べたが、この他現地工事をスムーズに

実施する為に、計測各担当者と入渠地の担当者との間で、入門手続き、安全対策、貸与品等について事前に協議した。

又、今回の経験から、この種の工事で一番大切な事は、計測各担当者と工事担当者との緊密な意志の疎通である。

今回無事に2回の準備工事を終了し得たのは、計測各担当者が極力現場に立合い、意志の疎通に努めた結果であると考えている。

表 3.3.2.1 工事仕様

項 番	仕 様	備 考
1	各種計測器等船体取付け工事	
1	HYDROPHONE 台座溶接 2ヶ " 用誘導管の製作及び溶接 2本 " 用保護キャップの取付け及び取外し 2ヶ	1 SGP 25A [第1次はブリカ チューブ32A] 2 入集中のペイント付着及びキズ付 防止用
2	圧力センサ 台座溶接 9ヶ " 用誘導管の製作及び溶接 9本 " 用保護キャップの取付け及び取外し 9ヶ	3 SGP 25A [第1次はブリカ チューブ32A]
3	投光器 台座溶接 2ヶ " 用誘導管の製作及び溶接 2本 " 用保護キャップの取付け及び取外し 2ヶ " 用保護カバー取付け 2ヶ	4 SGP 50A [第1次はブリカ チューブ50A] (レーザー用光ファイバーケーブルと取扱 用電線とが入る) 5 入集中、航海中での計器、電線の保護用
4	受光器 台座溶接 1ヶ " 用誘導管の製作及び溶接 1本 " 用保護キャップの取付け及び取外し 1ヶ " 用保護カバー取付け 1ヶ	6 SGP 50A [第1次はブリカ チューブ40A]

項 番	仕 様	備 考
5	ストロボ 台座の製作及び溶接 1ヶ " 用誘導管の製作及び溶接 1本 " 用保護キャップの取付け及び取外し 1ヶ " 用保護カバーの製作及び取付け 1ヶ	1 SGP 50A [第1次はブリカ チューブ40A] 2 PAGE 備考 2と同じ 3 PAGE 備考 5と同じ
6	白黒TVカメラ 台座の製作及び溶接 1ヶ " 用誘導管の製作及び溶接 1本 " 用保護キャップの取付け及び取外し 1ヶ " 用保護カバーの製作及び取付け 1ヶ	
7	上記 1番から 6番迄の各誘導管は右舷側 2系統、左舷側 1系統に束ね 水槽下から舷側化粧板をする。	
2	各種計測器等プロペラ部取付け工事	4 第2次の場合には 換装後のH.S.P.(HIGHLY SKEWED PROPELLER)
1	プロペラ翼面上のマーキングの修復	
2	セイビティー厚さ用ピン取付け	
3	ローラジョン用試験片貼付け	
4	真応力計測用歪ゲージ取付け	
5	金属にヘンリ付着防止用ピッカ板被	

項番	仕様	備考
3	各種計測器等軸室部取付け工事	
	1 パルス発生用羽根の軸への取付け及びその為の中間軸みがき 2 ハスビックノック台の製作及び溶接 3 軸力計測用直ゲージの取付け(ハロハロ軸～中間軸フランジカバー取外し) 4 F.M.アンテナの取付け	
4	配線工事	
	1 各種計測器と計測室内受信器とを結ぶ 1) HYDROPHONE 用 2本 2) 圧力センサ用 9本 3) 投光器用 4本 4) 受光器用 1本 5) ストロボ用 1本 6) 白黒TVカメラ用 1本	1 ケーブル径 各3mm 2 " " 6mm & 8mm 3 " " 16.5mm
	なわこの場合室内引込みの為上甲板Fr. No 14左、右入口扉上方に電線 貫通孔 ⁴ (100φ程度)右舷2、左舷1設ける。	4 電線取外し後は蓋ができるように水密 を考慮したヒンジ付のものとする。

項番	仕 様	備 考
2	計測室への電源供給 (ENGINE EXERCISE RM.用)	
	1) レーザー用 ² 208V ± 10% 3相、 40A×2 コンセント 2ヶ 2) マイコン用 100V 2A " 3ヶ 3) シンクロスコープ用 100V 1A " 1ヶ 4) ハオクターブフィルター用 37VA " 1ヶ 5) レベルレコーダー用 40W " 1ヶ 6) コンディショニングアンプ用 7VA - 6VA " 2ヶ 7) メジャーリングアンプ用 33W 100V 10A " 1ヶ 8) データレコーダー用 54VA " 1ヶ 9) スペクトラムアナライザー用 250W " 1ヶ 10) XYレコード用 70VA " 1ヶ 11) ベトロ本体用 ³ 100V 10A " 1ヶ 12) キャビティーション観測システム用 100V 10A " 3ヶ 13) 変動圧計測用 ³ 100V 5A " 3ヶ	1 本船電気室440V×30Aの予備HFB を使用し(208V変圧器)を通して 100V " 実験用電源とした。 2 レーザー発信器2台用として 208V 3相 40A×2 = 30kVA必要
3	" " ⁴ (ENGINE CADETS LECTURE RM.用)	
	1) 変動圧計測用 100V 10A " 2ヶ (動圧計、データレコーダー、電磁オシロ、オシロスコープ、その他) 2) 真応力、軸力、船尾振動計測用 100V 4×10A " 4ヶ	3 船尾UPPK上に設置 4 LECTURE RM 船側入口からの 導入を希望
4	軸室への電源供給； 軸力計測用 ⁵ (100V 5A コンセント 1ヶ)	5 本船の作業灯用コンセントを利用された。

項	番	仕 様	備 考
5		<u>プロペラ換装工事</u> (第2次のみ)	
	1	現装プロペラの撤去及び保管 ¹ ;現在本船に装備されているプロペラを取り外し入渠造船所に保管する。	1 保管の期間及び形態等については別途協議の事。
	2	H.S.P. (HIGHLY SKEWED PROPELLER) 装着工事 ;現装プロペラを撤去後新規に製作されたH.S.P.を本船に装着する。	
	3	海上公試 ² 1) クラッシュ・アスター試験 2) ノストラン性能試験 3) 主機関振り振動計測試験	2 海上公試の具体的な内容についてはJ.O.検査官と協議の上決定されたし。
6		<u>本船復旧工事</u> (第2次のみ)	
	1	本船入渠及び出渠	
	2	各種計測器等の船体からの撤去工事 ;第1項1番から7番迄の船体に取付けられた各種計測器等を撤去し極力元の姿に戻す。	

項	番	仕 様	備 考
	3	各種計測機器等のプロペラからの撤去工事 ;第2項2番から4番迄のプロペラに取付けられた各種計測器等を撤去し極力元の姿に戻す。	
	4	各種計測器等の軸室部からの撤去工事 ;第3項1番から4番迄の船体に取付けられた各種計測器等を撤去し極力元の姿に戻す。	
	5	各種電線の本船からの撤去工事 ;第4項1番から4番迄の本船内外に配線された各種電線を撤去し極力元の姿に戻す。	
7		その他	
	1	工事用足場架設 ¹	1 転落防止用ネット及び雨天対策も含む
	2	仮設照明設置 ² (UPP, DK, 艤部プロペラ部及びプロペラ前方)	2 水銀灯
	3	仮設電源設置 ³ (舷部プロペラ前方)	3 100V AC

項	番	仕 様	備 考
	4	チェーンブロック設置(船部プロペラ前方)	
	5	仮設連絡有線設置(機関室、外部プロペラ周辺及び計測室)	
	6	プロペラ部加熱用器具準備(ドライヤー又は赤外線ランプ)	
	7	清水供給用ホース準備 {レーザー用 ⁴ 1本 } {エッティング液洗浄用 ⁵ 1本 }	4 入渠中、航海中共レーザー使用時に 冷却用として0.5m/h × 2セット (於) EXERCISE ROOM
	8	A.P.TK 内再塗装及び積水 ⁶	5 入渠中のみ (於) プロペラ部
	9	外板に台座等密接及び切断したところは塗装の補修をすること	6 外板部密接に伴う A.P.TK 内塗装 樹脂塗装の損傷の補修の為

表 3.3.2.2 第1次実船試験準備工事

作業場所	担当部署	月・日	5/6	7	8	9	10	11	12	13		
			THU	FRI	SAT	SUN	MON	TUE	WED	THU		
計測器配置・試験 レーザーと光学系の調整												
船艤き室	全 計 測 担 当		↔	電源供給								
プロペラ直上	騒音計測 (東大、三井)				↑	↑						
	変動圧力計測 (住友)											
プロペラ前方	キャビテーション観測 (三井、船研)				↔	↑						
	キャビティ厚み計測 (船研、三井、ナカシマ)											
船艤き室 E翼 (エロージョン及び 応力計測用) ホース部	キャビテーション観測 (三井、船研)				↑	↑						
	キャビティ厚み計測 (船研、三井、ナカシマ)											
A翼、脱索用 B、C、D翼 (厚み計測用) E翼 (エロージョン及び 応力計測用) ホース部	エロージョン計測 (東大、ナカシマ) 変応力計測 (NK)				↔	↑						
船艤き室	キャビテーション観測 (三井、船研)				↔	↑						
	船力計測 (NK)											
居住区	振動、騒音船体動揺計測 (NK)				↔	↑						
本船工事 (SR工事に専用するもの)			↔	入渠 接岸			↔	外観塗装 足場架設		↔	出渠 足場撤去	

表 3.3.2.3 第2次実船試験準備工事

作業場所	月・日 担当部署	11/18 19 20 21 22 25 26 27 28 29 30 12/10 11									
		THU	FRI	SAT	SUN	MON	THU	FRI	SAT	SUN	MON
計測室	全計測担当	電源供給 計測器配置・配線	電源供給 計測器配置・配線				レーザーと光学系の調整 計測器配置・配線	最終調整 全計測器動作確認			
船内各部	プロペラ直上	騒音計測 (東大、三菱) 変動圧力計測 (住重) キャビテーション観測 (三井、船研) キャビティ厚み計測 (船研、三井、ナカシマ)						保護キャップ取付け 導管接続 ケーブル中通し 保護カバー取付け			
	プロペラ前方		右座、誘導管の生死の確認					保護キャップ撤去			
船外	A翼：観測用 B、C、D翼 (厚み計測用) E翼 (エロージョン及び 応力計測用) ホース部	キャビテーション観測 (三井、船研) キャビティ厚み計測 (船研、三井、ナカシマ) エロージョン計測 (東大、ナカシマ) 翼応力計測 (NK)	J.G.検査 プロペラ換装				マークング修復 プロペラターニング ヒン取付け 保護カバー取付け エロージョン用試験片貼付 保護カバー撤去 歪ゲージ取付け				
	船底	キャビテーション観測 (三井、船研) 軸力計測 (NK)	中間船締切り 船尾開放出し				バルスビックアップ取付け 発生用羽根				
居住区	振動、騒音船体物語計測 (NK)		振動計測計、加速度計設置、配線				振動計測計、加速度計設置、配線				
本船工事 (SR工事に同様るもの)		入渠 足場架設	外板塗装	出渠 足場撤去	搭岸	入渠 足場架設	舵トランジ J.G.検査 復旧作業	外板塗装 足場撤去	出渠	搭岸	出渠 出渠

3.3.3 実船実験

青雲丸の実船実験は、昭和57年5月に第1次実験が、また同年12月に第2次実験が行われた。第1次実船実験は通常型のプロペラを装備した状態での実験であり、第2次実船実験は3.2節で述べられたハイスクュープロペラを装備した状態での実験である。

実船実験における実験項目および担当は次の通りである。

キャビティ範囲の観察 三井、神鍋、船研

キャビティ厚みの計測 船研、三井、ナカシマ

変動圧力の計測 住重

キャビテーション騒音の計測 東大、三菱

翼応力の計測 NK

軸力の計測 NK

船体振動の計測 NK

船内騒音の計測 NK

なお、本船においても機関の馬力、スラストの計測がなされた。

実船実験の日程は次の通りである。

第1次実船実験

昭和57年5月14日

13:30 NKK浅野ドック発

18:50 実験開始

5月15日

02:12 実験中断(実験番号1~19)

08 : 25 館山沖投錨
15 : 55 揚錨館山沖発
18 : 00 実験開始

5月16日

01 : 13 実験終了(実験番号 20～37)
06 : 20 館山沖投錨, 潜水作業(プロペラ翼面上の試験片撤去, 水中写真撮影), 計測員一部下船
14 : 05 揚錨館山沖発

5月17日

12 : 20 神戸着, 計測器搬出, 潜水作業(船外計装系の撤去作業), 計測員下船

5月18日 潜水作業(船外水没部計装撤去)

第2次実船実験

昭和57年12月7日

10 : 00 NKK浅野ドック発
13 : 15 館山沖投錨
15 : 22 揚錨 館山沖発
16 : 22 実験開始

12月8日

06 : 00 実験中断(実験番号 101～160)
09 : 00 館山沖投錨
14 : 53 揚錨 館山沖発
17 : 04 実験開始

12月9日

08 : 00 実験終了(実験番号 161～177)
13 : 30 横浜港外投錨

12月10日

10 : 00 NKK浅野ドック入渠
13 : 00 計測器搬出, 計測員下船

なお実験の行われた海域は伊豆七島附近であり, コースを図3.3.3.1～2に示した。また, 天気図を図3.3.3.3～4に示した。第1次実船実験時は寒冷前線の通過のため海象が非常に悪く計測機器の故障が続出したが, 第2次実船実験時は冬期にもかゝわらず穏やかであった。

実験時の本船の吃水状態を表3.3.3.1に示した。ただし, この値は実験終了後に計測された値である。

すべての実験項目は統一された実験番号で整理されている。それは次節の表3.3.4.1に主機関の状態等とともに示されている。

表 3.3.3.1 本船の実験中の吃水の状態

	1st Experiment(17th May)	2nd Experiment(9th Dec.)
Draft Condition (M)		
Fore	4.72	5.08
Aft	6.06	5.59
Mean	5.38	5.34
Mid ship	5.46	5.51
Trim	1.34	0.51
Displacement (ton)	5429.1	5309.95

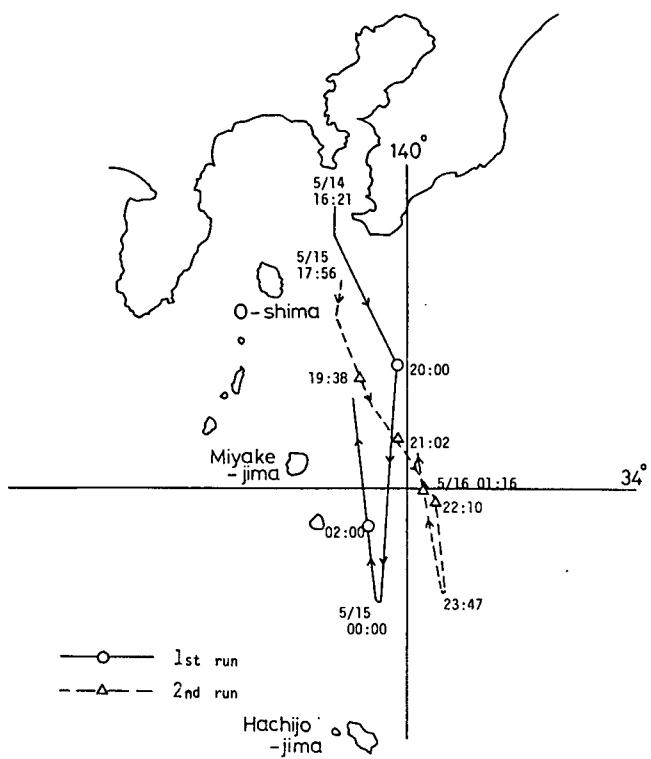


図 3.3.3.1 第1次実船実験のコース

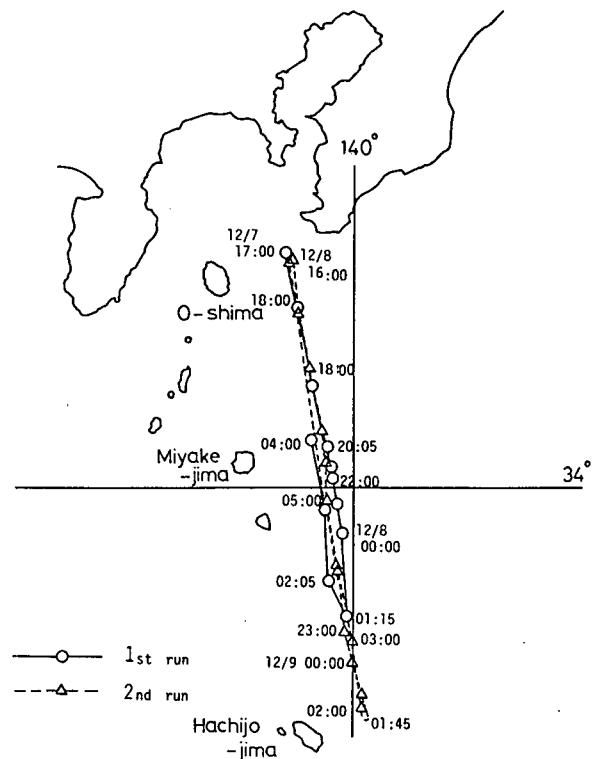


図 3.3.3.2 第2次実船実験のコース

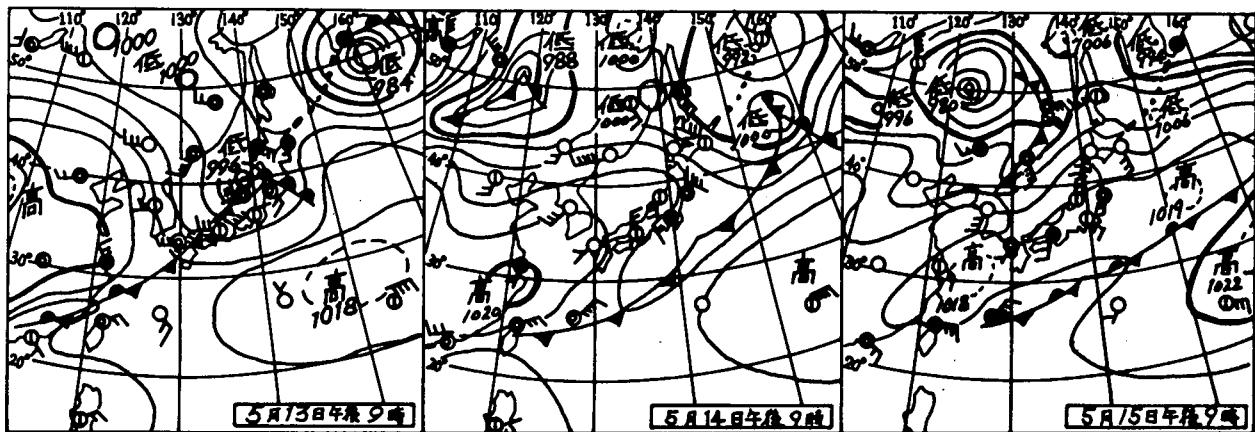


図 3.3.3.3 第1次実船実験時の天気図

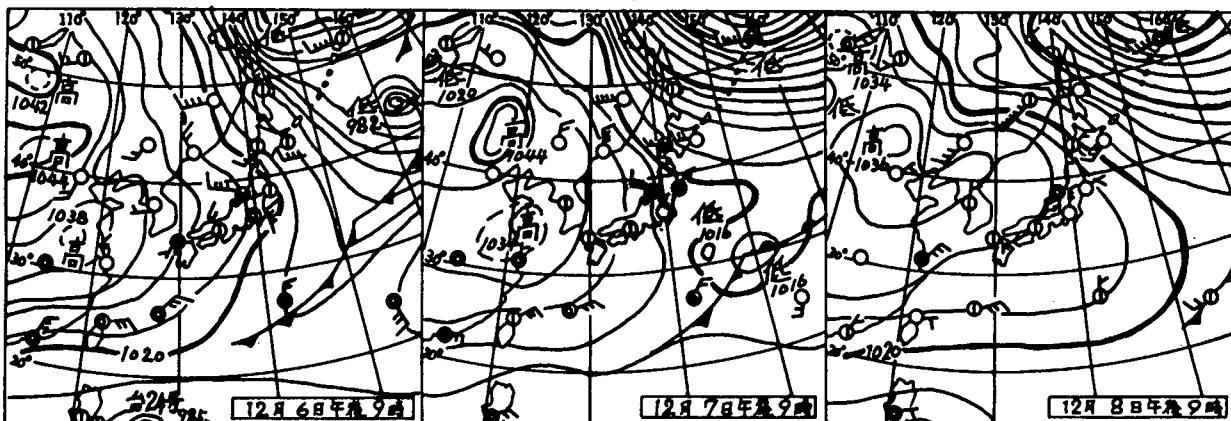


図 3.3.3.4 第2次実船実験時の天気図

3.3.4 推力および軸馬力の計測

航海訓練所担当

SR 183 の実船実験において、各実験に平行して、本船装備の推力計および軸馬力計を使用して、表 3.3.4.1～2 の通り、各実験番号毎に必要と思われるデーターをとりまとめた。

実験時の制動馬力 B.H.P.、推力 T、回転数 N、船速 Vs の関係を図示すると、図 3.3.4.1 の通りである。第1次実船実験(通常型プロペラ)に比べて、第2次実船実験(ハイスクュープロペラ)の方が、同一回転数に対して B.H.P.、T とも減少しているにもかゝわらず Vs は変わらない。通常型プロペラよりハイスクュープロペラの方が推進性能が良化していることも考えられるが、両実験における海象の違いもあるので、確かなところは分からぬ。この点に関しては今後検討されなければならない。

なお、使用した推力計および軸馬力計の主要目は次の通りである。

(1) 推力計

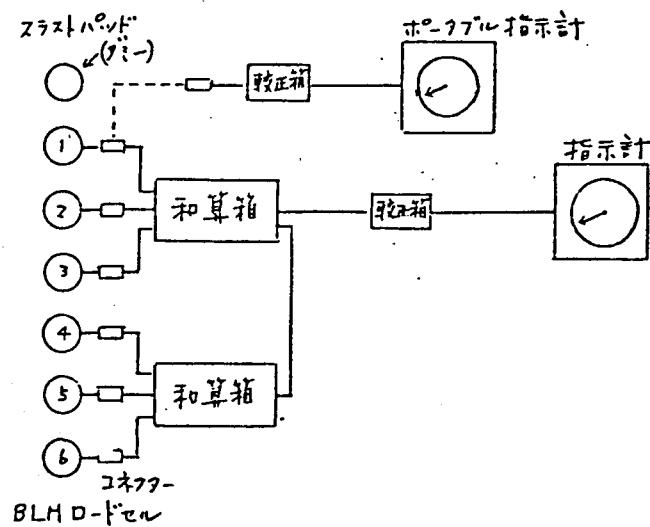
型式、名称：推力軸受ロードセル埋込式推力計

メーカー：東洋測機株

容量：ロードセル定格容量 175,000 lb (7.94 t) × 6

計画推力 40 TON

原理：推力軸受(ミッチャエル式)の受圧側にロードセル(米国 Baldwin, Lima Hamilton 社製)を埋め込み、この内部に抵抗線ひずみ計を取り付け、ロードセルの受けける圧力を電気的に変換増幅し、推力を表示する。



(2) 軸馬力計

型式、名称：無接触式据置型船用軸馬力計

メーカー：三井造船株

測定範囲：トルク 25 Ton, 回転数 200 r.p.m., 軸馬力 6,000 PS

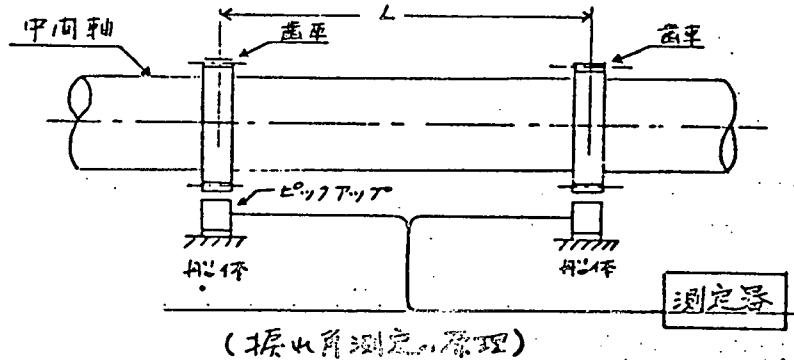


表 3.3.4.1 第1次実船実験時(C.プロペラ時)諸データー

年月日 実験番号	時 分	船速 knot	舵角 °(PorS)	主 機 関				実 験 項 目						備 考
				ハンドル位置	r.p.m.	軸馬力 B.H.P.	推 力 TON	キヤビ 観測	キヤビ 厚	変動 圧力	水 駆 音	船 体 振 動	プロペラ 応力 軸力	
S 57. 5.14														
2	20-05	6.0	5-S	30	70.0	350	5.5	○		○	○	○	○	• 1900
	-30	6.5	12-S	30	69.0	300	5.5							天候 C
3	-35	7.5	10-S	31	78.0	450	7.5							風向 NE
4	-50	8.0	0	32	86.0	580	9.5							風速 6 m/S
5	21-00	8.5	5-P	33	95.0	710	11.5							気圧 1007.9 mb
	-05	9.5	0	33	97.0	750	11.0							海面 mod'
	-10	13.5	4-P	45	146.0	2,700	26.0							コース 180°
	-15	13.5	4-P	45	144.0	2,700	26.5							
6	-20	14.5	2-P	46	148.0	2,750	27.0							
	-35	14.8	0	46	150.0	2,890	27.5							
	-55	14.3	4-P	47	155.0	3,050	28.0							
	22-00	15.5	4-P	48	158.0	3,300	29.5							
	-05	15.5	1-S	49	159.0	3,450	30.5							
	-10	15.7	4-S	49	160.0	3,450	30.5							
	-15	15.5	0	50	162.0	3,520	31.5							
	-20	15.5	3-P	51	163.0	3,700	33.5							
7	-40	15.5	2-P	51	164.0	3,700	33.0							
	-50	15.6	4-P	52	166.0	3,900	33.5							
	23-00	16.3	1-P	54	170.0	4,400	36.0	○		○	○	○	○	• M. N.
8	-15	15.5	4-P	51	162.0	3,700	32.0	○		○	○	○	○	
9	-35	14.8	2-P	50	158.0	3,500	32.0	○		○	○	○	○	天候 r
10	-40	15.0	4-P	46	152.0	2,900	27.0							風向 NW
5/15	00-05	14.0	18-P	44	148.0	3,050	29.0							風速 7 m/S
	-15	11.0	1-S	35	110.0	1,150	14.0	○	○	○	○	○	○	気圧 1009.3 mb
11	-30	8.0	4-S	26	68.0	300	6.0	○	○	○	○	○	○	海面 mod'
	02-10	(実験中止)			風浪強し(風速12 m/S 浪高4 m)									コース 350°
20	18-00	7.3	3-P	29	68.0	280	4.3			○	○	○	○	5/15
21	-10	8.3	0	33	93.0	700	11.0							• 1800
	-15	9.5	4-S	32	91.0	660	9.1							天候 bc
	-20	9.6	3-S	31	89.0	520	7.6							風向 NE
22	-25	9.4	1-S	34	101.0	870	11.4							風速 3 m/S
	-30	10.3	2-S	32	95.0	620	9.6							気圧 1016.9 mb
	-35	10.4	0	33	101.0	780	10.4							海面 Smooth
23	-45	11.0	4-S	35	111.0	1,040	12.5							コース 190°
	-50	11.0	3-S	35	108.2	1,050	13.2							~ 240°
	-55	10.9	0	33	105.2	900	11.8							
24	19-00	10.2	0	32	100.0	780	10.7							
	-05	10.0	2-S	35	108.0	1,000	10.5							
25	-10	13.5	4-S	43	141.0	2,400	23.5							

年月日 実験番号	時 分	船速 knot	舵角 °(For S)	主機 関			実験項目						備 考
				ハンドル位置	r.p.m.	軸馬力 B.H.P.	推力 TON	キヤビビ観測	変動圧厚	水中騒音	船体振動	プロペラ応力軸力	
S 57. 5.15													
26	19-15	13.7	0	43	142.0	2,480	24.6						
27	-35	14.6	2-S	44	147.0	2,620	26.2						
	-50	14.5	1-S	45	149.0	2,750	26.5						
	-55	14.6	1-P	46	150.0	2,900	26.6						
	20-15	15.0	1-S	47	154.0	3,050	28.5						
28	-20	14.8	1-S	47	153.0	3,050	28.5						
	-30	15.0	1-S	48	155.0	3,200	29.5						
29	-45	15.4	0	48	157.0	3,200	29.5						5/15
	-55	15.2	0	49	159.0	3,350	30.5						• 2030
30	21-05	15.8	0	49	159.0	3,400	30.5						天候 bc
	-15	15.9	0	51	164.0	3,700	32.0						風向 SE
31	-20	16.2	2-S	51	164.0	3,650	32.0	○					風速 11 m/S
33	23-25	15.0	1-P	51	161.0	3,650	32.5	↑					気圧 1017 mb
	-30	15.2	0	51	159.0	3,600	32.5						海面 Rough
34	-35	14.8	2-P	50	158.0	3,500	32.0						コース 150°
	-40	15.0	4-P	46	152.0	2,900	27.0						~ 180°
	-45	14.3	0	46	150.0	3,000	29.0						
5/16 35	00-00	14.2	3-P	46	151.0	3,000	29.0						• M. N.
36	-05	14.0	18-P	44	148.0	3,050	29.0						天候 bc
	-10	13.8	4-P	44	148.0	3,000	29.0	↓					風向 S
	-15	11.0	1-S	35	110.0	1,150	14.0						風速 4 m/S
	-20	10.8	1-S	35	109.0	1,050	14.0						気圧 1015.9 mb
	-30	9.5	4-S	26	68.0	200	1.5						海面 Smooth
	-35	7.3	0	29	71.0	300	5.5						コース 350°
	-40	6.8	3-S	29	67.5	300	5.0						
	-55	7.8	5-S	33	91.5	750	11.0						
37	01-00	9.3	5-S	32	98.5	840	12.0						
	-05	9.6	4-S	35	105.0	1,000	13.8						
	-10	9.3	4-S	34	103.0	950	13.5						
	-20	12.2	1-S	46	143.0	2,850	28.0						
	-25	12.5	2-S	46	142.0	2,660	27.5						
	02-00	12.5	6-P	50	146.0	3,420	34.0	○					
	-05	10.5	4-P	50	148.0	3,400	34.0	○					

表 3.3.4.2. 第2次実船実験時(H. S. プロペラ時)諸データー

年月日 実験番号	時 分	船 速 knot	舵 角 °(ForS)	主 機 関				実 験 項 目						備 考	
				ハンドル位置	r.p.m.	軸馬力 B.H.P.	推 力 TON	キヤビ 観測	キヤビ 圧 厚	変動	水 中	船 体	プロペラ応力	主機馬力・推力	
S 57.12. 7															
101	16-25	4.0	2-S	29	39.0	90	0.5	○		○	○	○	○	○	Na 101 ~ 150
102	-30	3.6	3-S	30	57.0	190	4.0		↑		↑				ねじり振動計測
103	-35	5.1	1-S	31	78.0	390	6.7								
104	-40	7.5	1-S	32	88.0	500	7.5								
105	-45	8.6	6-S	33	96.0	690	9.0								
106	-50	9.8	0	34	107.0	860	10.5								
107	-55	11.2	1-P	35	112.0	1,000	11.5								• 1700
108	17-00	11.6	1-P	36	116.0	1,100	12.5								天候 bc
109	-05	11.7	10-S	37	119.0	1,270	13.3								風向 SE
110	-10	12.3	1-P	38	125.0	1,420	14.5								風速 3 m/S
111	-15	12.7	4-S	39	130.0	1,550	16.0								気圧 1025.7 mb
112	-20	13.0	3-S	40	134.0	1,750	17.5								海面 Calm
113	-25	13.6	0	41	138.0	1,950	18.5								コース 170°
114	-30	14.0	1-S	42	142.0	2,110	19.5								
115	-35	14.5	1-S	43	147.0	2,300	20.5								
116	-40	15.0	5-S	44	149.0	2,450	21.0								
117	-45	15.0	4-P	45	152.0	2,600	22.0								
118	-50	15.3	1-P	46	155.0	2,780	23.0								
119	-55	15.2	3-S	47	157.0	2,920	24.0								
120	18-00	15.9	1-P	48	160.0	3,100	25.0								
121	-05	16.0	7-S	49	165.0	3,280	26.0								
122	-10	16.4	2-S	50	167.0	3,450	27.0								
123	-15	16.5	4-P	51	169.0	3,650	28.0								
124	-20	17.3	6-S	52	173.0	3,800	29.0								
125	-25	17.5	1-S	53	176.0	4,000	29.5	○		○	○	○	○		
126	-30	17.2	0	52	172.0	3,800	28.5					○	○		
127	-35	16.8	2-P	51	169.0	3,650	27.5					↑			
128	-40	16.9	1-P	50	168.0	3,450	26.5								
129	-45	16.6	0	49	164.0	3,290	26.0								
130	-50	16.3	0	48	162.0	3,100	25.0								
131	-55	16.0	2-S	47	160.0	2,950	24.0								• 1925
132	19-00	15.6	1-S	46	155.0	2,790	23.0								天候 bc
133	-05	15.5	1-P	45	153.0	2,600	22.0								風向 N
134	-10	15.2	5-S	44	150.0	2,450	21.0								風速 7 m/S
135	-15	14.8	2-P	43	145.0	2,300	20.5								気圧 1025.8 mb
136	-20	14.5	4-S	42	143.0	2,110	19.0								海面 Mod'
137	-25	14.3	1-P	41	138.0	1,950	18.0								コース 168°
138	-30	13.5	2-S	40	134.0	1,780	17.0								~ 170°
139	-35	14.0	2-P	39	130.0	1,590	16.0								
140	-40	13.3	2-P	38	127.0	1,450	14.5								
141	-45	12.5	1-S	37	123.0	1,290	13.5								
142	-55	11.7	0	35	112.0	1,000	11.0								

年月日 実験番号	時 分	船速 knot	舵角 °(For S)	主機 関			実験項目					備 考	
				ハンドル位置	r.p.m.	軸馬力 B.H.P.	推力 TON	キヤビ 録測	キヤビ 厚	変動圧力	水中騒音	船体振動	
12/7 143	20-00	11.5	2-S	34	109.0	950	10.5						
144	-05	10.5	1-S	33	101.0	700	9.0						
145	-10	10.5	5-S	32	99.0	600	8.0						
146	-15	9.3	2-S	31	87.0	400	6.0						
147	-20	8.0	2-S	30	78.0	250	5.0						
148	-25	7.5	0	29	69.0	150	4.0						
149	-30	6.0	1-S	28	55.0	50	2.0						
153	23-08	6.5	2-P	30	70.0	300	4.5	○	○	○	○	○	ねじり振動計測終了
154	-15	8.0	1-P	31	79.0	400	6.0						
155	-36	9.0	6-P	32	91.0	500	8.0						
12/8 156	00-02	14.5	2-P	43	145.0	2,300	20.0						・M.N.
157	-23	15.0	8-P	44	149.0	2,600	23.0						天候 bc
158	-54	16.0	5-P	48	163.0	3,300	26.5						風向 W
159	01-30	16.5	3-S	52	171.0	4,000	31.0	○	○	○	○	○	風速 7 m/S
160	-50	16.5	2-S	48	163.0	3,300	26.0	○	○	○	○	○	気圧 1023 mb
161	17-00	14.5	2-P	41	143.0	2,200	19.5	○	○	○	○	○	海面 Mod'
162	-15	14.7	1-S	42	146.0	2,300	20.5	○	○	○	○	○	コース 360°
163	-25	15.0	0	43	150.0	2,450	21.5						
164	-35	15.0	0	44	154.0	2,600	22.5						
165	-45	15.5	1-P	45	156.0	2,800	23.0						
166	-55	16.0	3-P	46	160.0	3,000	24.0						
167	18-05	16.0	1-S	47	160.0	3,150	25.5						
168	-15	16.3	4-S	46	163.0	3,150	25.0	○	○	○	○	○	
169	-30	15.5	0	44	156.0	2,650	23.0	○	○	○	○	○	
170	-40	15.3	0	44	153.0	2,700	23.0						
171	-45	15.0	3-P	43	150.0	2,500	21.5						
172	-50	14.5	1-S	42	146.0	2,300	20.5						
173	-55	14.5	3-P	41	143.0	2,150	19.5	○	○	○	○	○	
174	19-45	7.5	0	29	70.0	250	4.5	○					
	20-25	12.0	0	34	110.0	1,200	14.0						
	-45	14.7	3-P	43	145.0	2,400	21.5						
	-55	15.3	1-P	44	148.0	2,500	22.0						
	21-00	15.5	3-P	45	150.0	2,600	22.5						
	-05	15.8	3-S	46	155.0	2,800	23.5						
	-10	16.0	0	47	157.0	3,000	24.5						
	-15	16.3	0	48	160.0	3,150	26.0						
175	-20	16.5	3-P	49	163.0	3,300	27.0						
	-25	16.8	0	49	163.0	3,350	27.0						
176	23-00	7.5	0	30	72.0	250	5.0						
12/9 177	02-20	16.5	0	48	163.0	3,300	26.0	○				○	
	07-00												

3.3.5 キャビティ範囲の観察

船舶技術研究所、三井造船及び神戸製鋼所担当

3.3.5.1 観察方法

図3.3.5.1に示すように、プロペラ前方の右舷側船尾外板上にストロボ及びTVカメラ(受光器またはB/W TVカメラ)を設置し、夜間、ストロボを光源として、プロペラ背面上をTVカメラでモニター、録画しつつスケッチを行なう。ストロボ同期の信号は、プロペラ中間軸へ取付けた180本のピンから成るパルス発生用羽根よりパルスピックアップを介して取り出した(図3.3.5.2)。基準となるピンをA翼のゼネレーターラインにあらかじめ合わせておき、そのピンがピックアップを通過した瞬間からのパルス数に応じて、任意の翼の任意の角度でストロボを発光させることが出来る。ストロボが発光した瞬間の画像はビデオメモリにより数分間保持される。また、プロペラ背面には各半径位置(r/R)での翼弦長及びゼネレーターラインを示す黒線を描き、TVカメラは右舷側 $-10^\circ \sim 80^\circ$ の視界を持つように設置した。観測システムを図3.3.5.3に示す。

3.3.5.2 試験状態

観察は、通常型プロペラ装着時とハイスクュープロペラ装着時の2度について実施された。通常型とハイスクュープロペラの要目は表3.2.3.3に、また試験状態は表3.3.5.1に示す。通常型プロペラ観察時は低気圧の接近により海象状態が悪く、ピッキングが非常に激しかった。

3.3.5.3 通常型プロペラ観察結果

図3.3.5.4に通常型プロペラのキャビテーションスケッチを示す。観察翼角は 350° より 90° の範囲である。観察中、船体のピッキングが激しかったため、同一翼角でもキャビテーションの発生範囲が変化したが、スケッチは平均的発生範囲であると思われる状態について行った。また、各翼(A, B, ……E翼)のキャビテーション発生状況には、ほとんど差がみられず観察はA翼を主体とした。図中のキャビテーションパターンの識別法を表3.3.5.2に示す。

(1) キャビテーション初生

翼角 20° を観察しながら、主機回転数を漸増したところ 78 rpm 近傍にてチップボルテックスキャビテーション(TVC)が発生し始めた。

(2) キャビテーション・パターン

いずれの状態もエロージョンを引き起こす可能性の小さいシートキャビテーションが支配的である。発生範囲については翼角 30° 付近が最大で、 90° 付近ではTVCのみとなっている。また、主機回転数の増加とともに大きくなっている。

3.3.5.4 ハイスキュープロペラ観察結果

図3.3.5.5にハイスクュープロペラのキャビテーションスケッチを示す。観察翼角は 350° より 80° である。観察はA翼を主体とした。

(1) キャビテーション初生

翼角 30° を観察し、 92 rpm 近傍にてTVCが発生し始めた。

(2) キャビテーション・パターン

シートキャビテーションが支配的であるが、TVCが厚く観察された。翼角 40° 付近が最大で、 80° 付近のTVCは太い。

3.3.5.5 通常型とハイスクュー・プロペラの観察結果の比較

図3.3.5.6より3.3.5.8に通常型とハイスクュープロペラの比較を示す。いずれの主機回転数においても、翼角 350° より 30° までは通常型プロペラの方が発生範囲が大きいが、 40° より 70° ではハイスクュー・プロペラの方が大で、またTVCが太い。また、両方とも有害となるようなキャビテーションは発生していない。

表 3.3.5.1 実船騒動測試試験状態

	N (RPM)	P.S.	V (KTS)	REMARKS
CONVENTIONAL	149	2,810	14.5	MODERATE
	163	3,700	15.5	
	170	4,280	16.3	
HIGHLY SKewed	149	2,600	15.1	SLIGHT
	163	3,300	16.3	
	171	4,000	16.6	

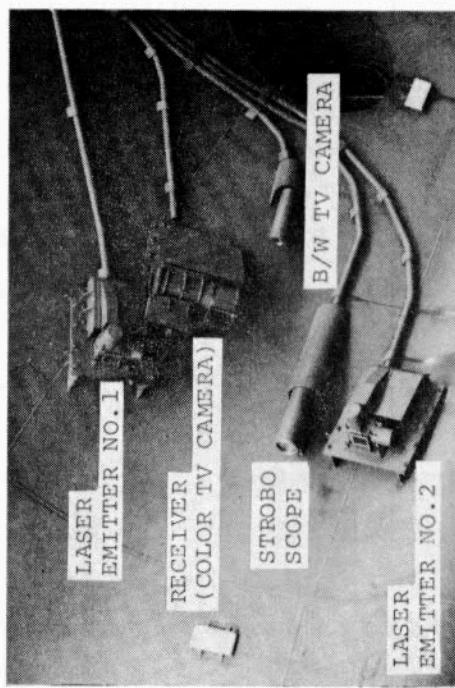
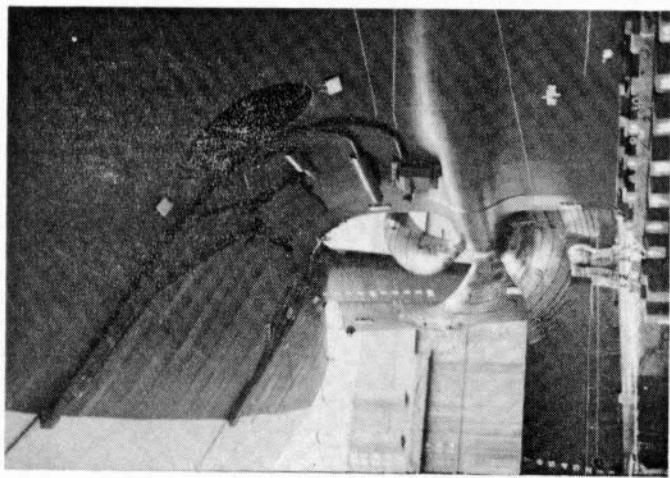


図 3.3.5.1 観測システムの船体取付位置

表 3.3.5.2 キャビテーションノバターンの識別法

	SHEET CAVITATION
	THICK TIP VORTEX CAVITATION

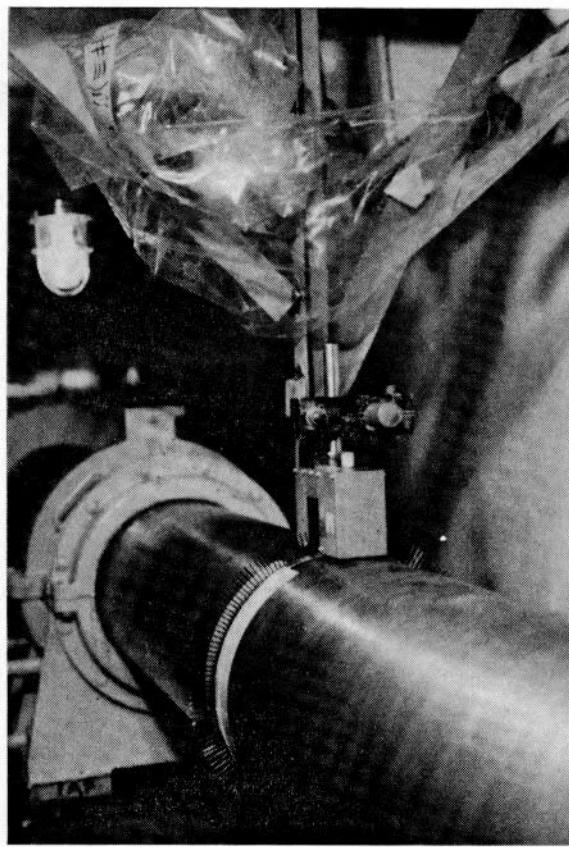


図 3.3.5.2 パルスピックアップとパルス発生用羽根

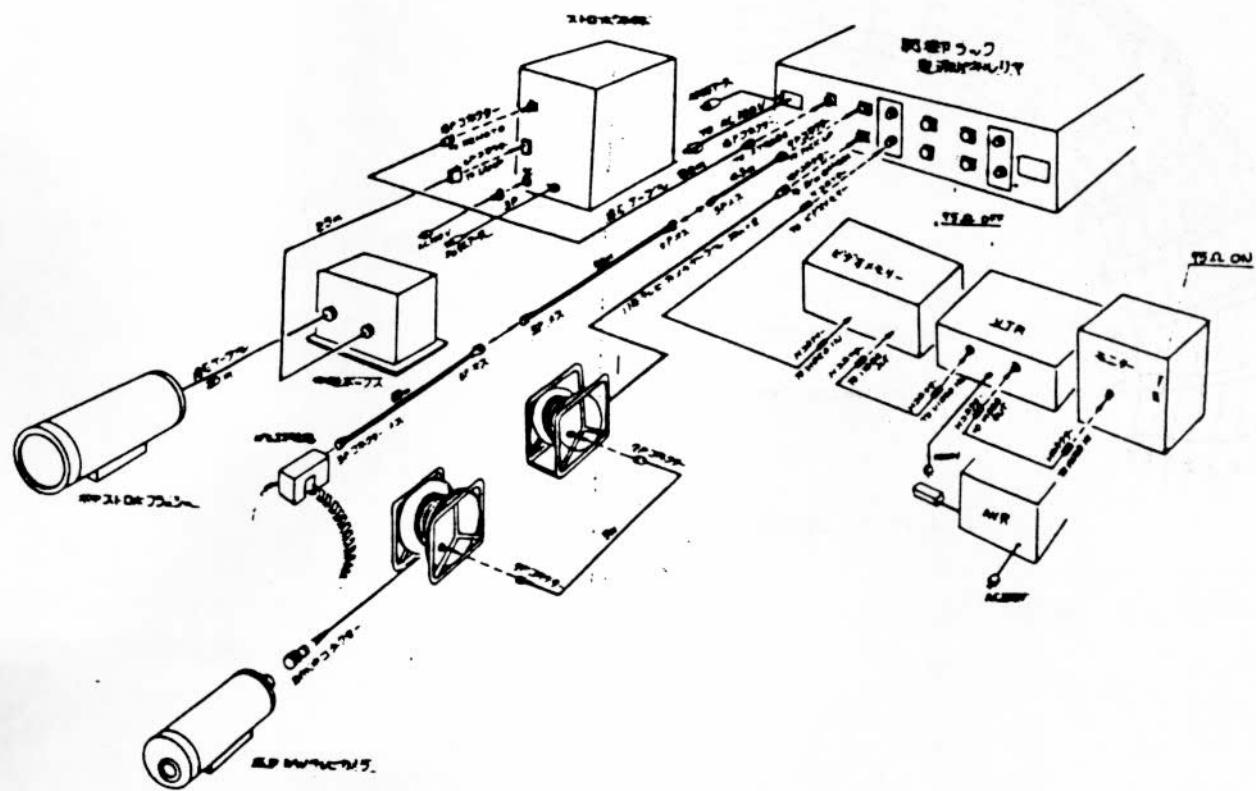


図 3.3.5.3 プロペラキャビテーション実船観測システム

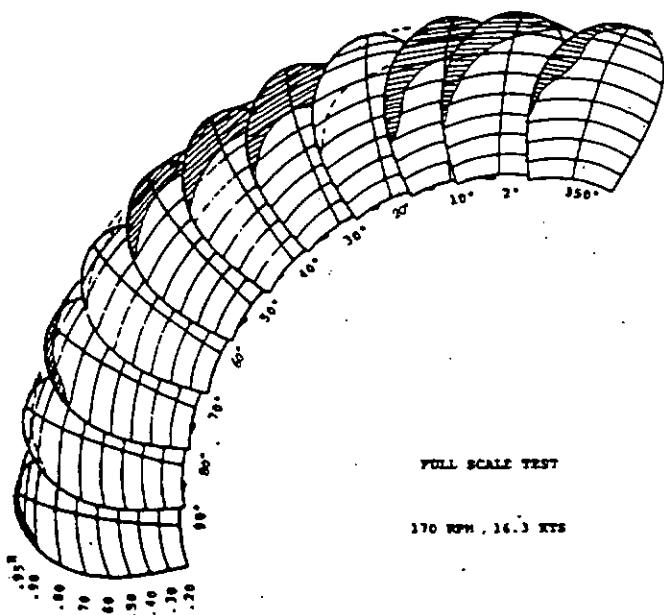
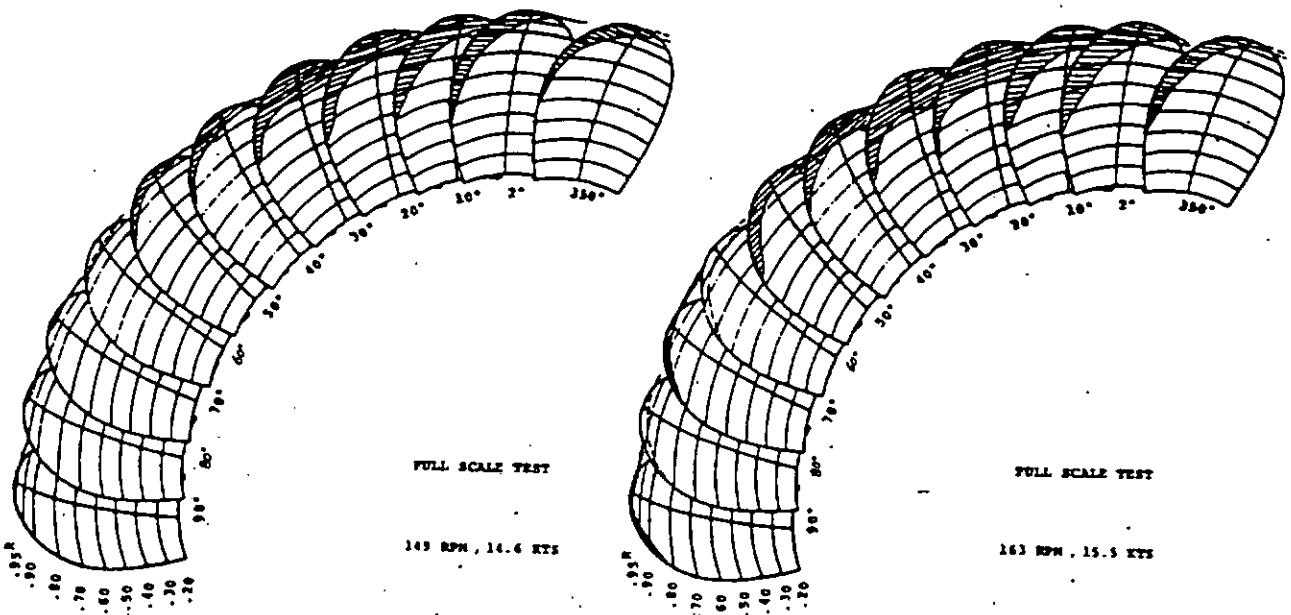


図 3.3.5.4 通常型プロペラのキャビテーションスケッチ

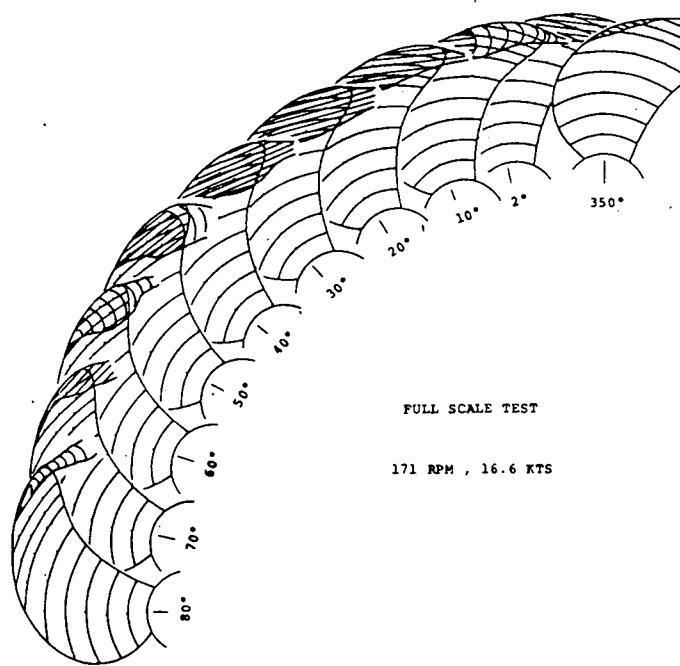
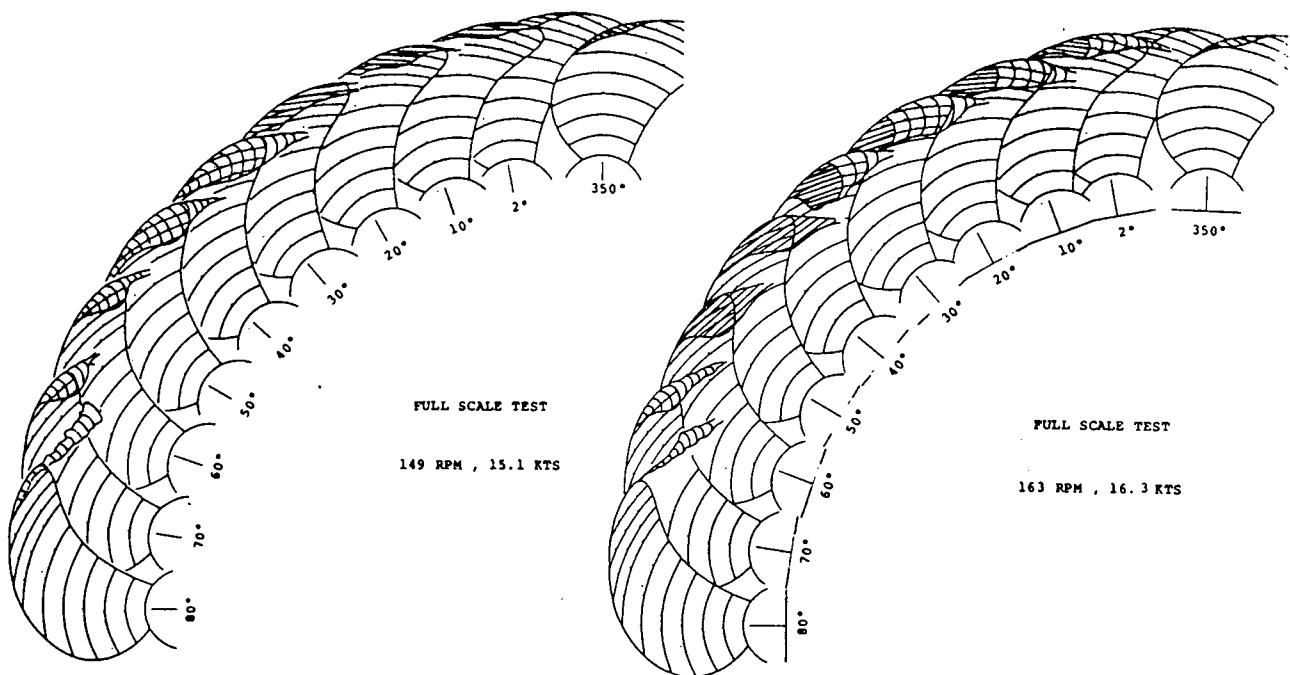


図 3.3.5.5 ハイスキュープロペラのキャビテーションスケッチ

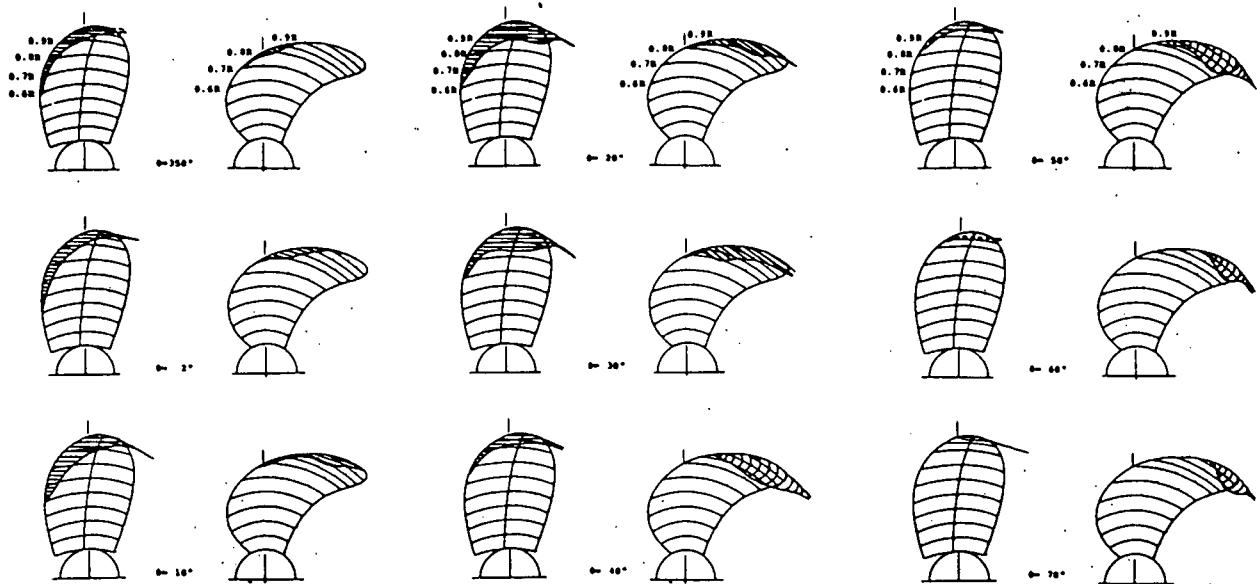


図 3.3.5.6 通常型とハイスクュープロペラのキャビテーションの比較, 149 rpm

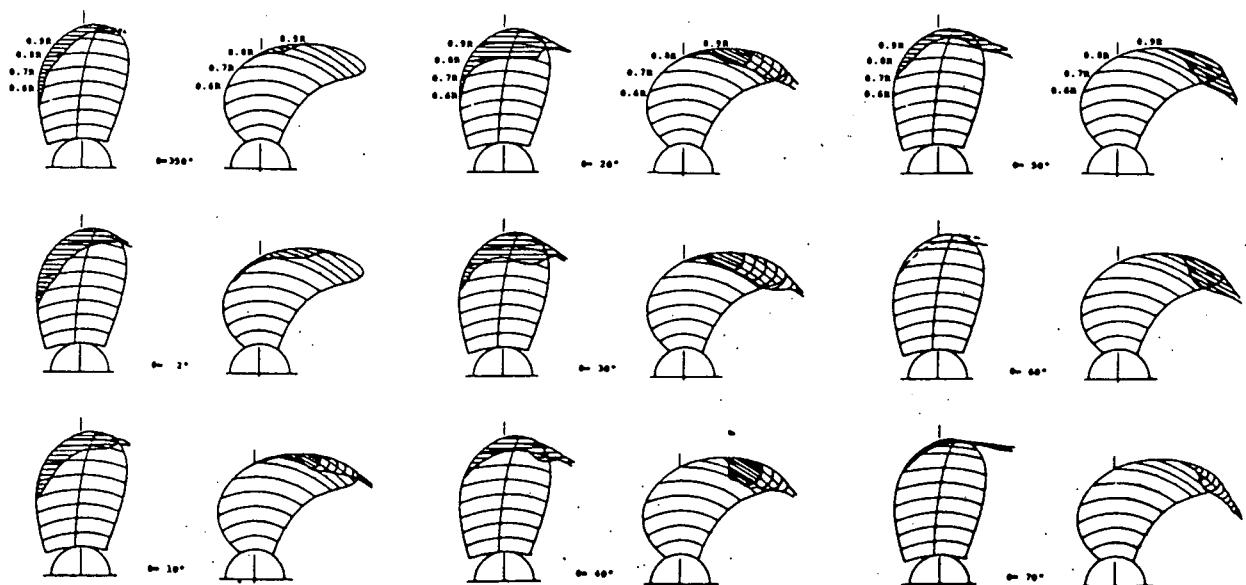


図 3.3.5.7 通常型とハイスクュープロペラのキャビテーションの比較, 163 rpm

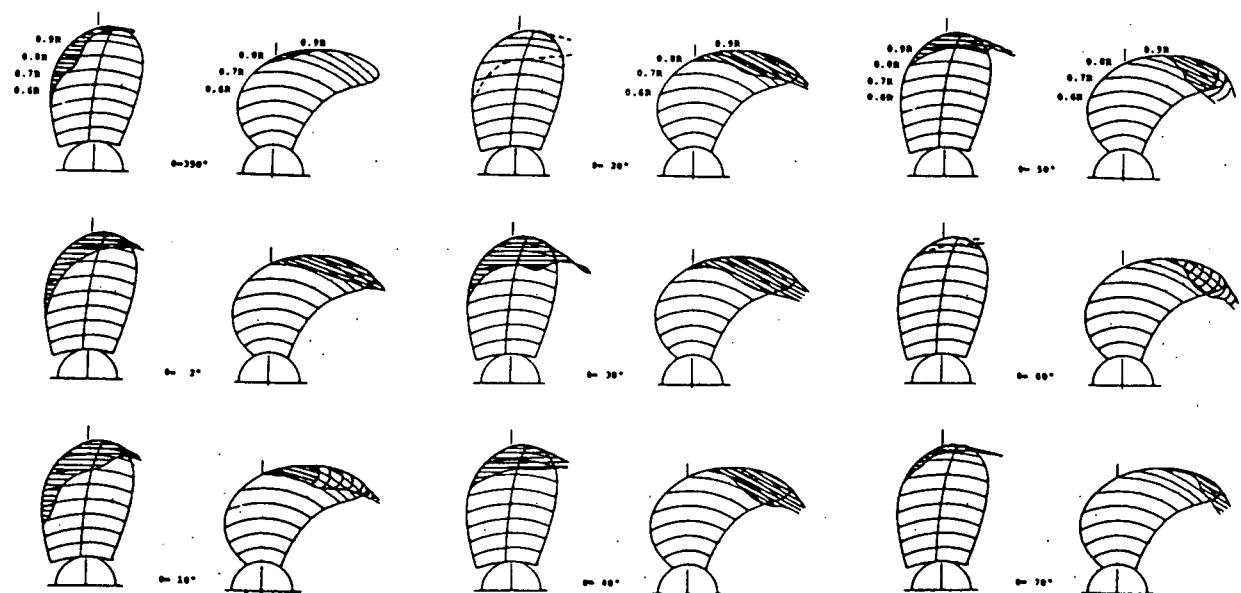


図 3.3.5.8 通常型とハイスクュープロペラのキャビテーションの比較, 171 rpm

3.3.6 キャビティ厚みの計測

船舶技術研究所, 三井造船及びナカシマプロペラ担当

3.3.6.1 計測の概要

青雲丸に装備された通常型プロペラおよびハイスクュー・プロペラに発生したキャビテーションの厚みが計測された。計測方法は、新たに開発されたレーザー光とテレビカメラを利用した方式および実船では初めての試みであるプロペラ翼面上に接着したピンによる方式である。

3.3.6.2 レーザー光を利用した方式

(1) 基本原理

実船プロペラのキャビテーション厚みの計測は、従来ステレオ写真法によっていたが、解析までに長期間を要し、能率の良いものではなかった。本方法は、2つの光源からレーザービームをプロペラ翼面上の任意の同一点に照射し、次にプロペラ作動状態が変ってキャビテーションが発生したとき、この照射点が2つの輝点(レーザービーム・スポット)に分かれる現象を利用するものである。従って、この輝点間の距離と光源の位置のデータからキャビテーション厚みを即座に、しかも容易に測定することができる。

(2) 計測システムの構成

図 3.3.6.1 は本計測システムの構成を示している。プロペラ軸には、その周囲に長いピン1本と短いピン179本が 2° おきに等間隔に取付けられている。ピンを挟むように発光器と受光器から構成されるパルス検出器が設けられ、これらを総称して回転パルス検出器と称する。この検出器から得られる出力信号は、プリセットカウンタに導びかれ、長いピンによって発生した信号が供給されたときにリセットされ、短いピンによる信号を計数し、計数値が所定値に達したとき、出力信号を発生するようになっている。プリセットカウンタの出力信号は、ストロボフラッシュコントローラを経てストロボフラッシュ及び周波数モジュレータに供給される。周波数モジュレータにより、ストロボが発光する際の信号に応じてレーザー光は回折する。モジュレータより出力される光のうち、回折光のみ通過させることによってシャッターの役目をさせることができる。

レーザー発振器1及び2から発生する連続光は、ストロボ発光と同期するパルス状のビームとして光ファイ

バーに供給され、船尾外板に取付けられた2台の投光器1及び2から水中に投光される。このレーザー光投光器は、レーザー角コントローラによって投光角度を制御できるようになっており、またこの投光角度はレーザー光角度表示器に表示される。

2台の投光器の間の船尾外板には、受光器、B/W TVC及びストロボが設置されている。受光器及びB/W TVCはそれぞれカラーテレビカメラ及び白黒テレビカメラであり、ストロボ光によって照らし出されたプロペラ翼の監視に使用される。2台のテレビカメラは、カメラコントローラから供給される信号に応じてアイリス、ズーム及びフォーカスが制御される。また、受光器については、撮像方向も制御できるようになっている。

レーザー光投光器及びストロボにより発光する光は断続的であるため、ビデオメモリによって画像を継続信号に変換し、見易い映像をモニターTVに供給する。モニターTV画像上には、さらにビデオスケーラによってスケールが描かれ、後述する方法によってキャビティの厚みを計測するために用いられる。同じく、モニターTV画面には、ビデオキャラクタジェネレータ及びビデオクロックジェネレータから出力される作動状態を示す英数字及び年月日時分秒等が表示される。これらの映像は、VCR(ビデオカセットレコーダ)に記録される。

次にこのシステムを構成する主な装置について述べる。

① レーザー発振器及び光学系

レーザー発振器は、出力4Wのアルゴンイオン型2台である。数種類の波長が得られるが、本計測では $\lambda = 5145\text{ Å}$ の緑色光のみを使用した。この波長のみで最大1.9Wの出力が得られる。発振器の冷却水は船内の清水を使用し、冷却水ポンプとフィルターを介して供給した。

アルゴンイオンレーザーは連続発振であるため、プロペラ翼が指定角度に来たときだけビームを通過させるシャッターの役目をするものが必要である。ここで用いたのは、超音波式の周波数モジュレータ(AOM Modulator)である。モジュレータへの矩形パルス状の印加電圧は、ストロボへ送られる回転パルスをシグナルコンディショナで整形した後供給された。

モジュレータで、回折されることにより発生したパルス状のレーザービームは焦点距離30mmの凸レンズで集光されて、光ファイバー端に入射される。光ファイバーの受光端はX, Y, Z方向に微動可能なミニトラバーサ上に固定される。光ファイバーは、コア径が0.6mmと0.2mmのものを用いた。

② 投光器(図3.3.6.2)

レーザー光投光器はレーザービームをプロペラ翼面上に照射するものである。レーザー光は、計測室内に置かれたレーザー発振器から長さ約50mの光ファイバーを介して投光器に送られる。投光器は図3.3.6.3に示すように取付台と共に設置される。

光ファイバーを出たレーザービームは、半頂角 24° で広がるため、テレビカメラ用の焦点距離75mmの望遠レンズを投光器内に設け、この光をプロペラ翼面上でできるだけ小さな輝点を結ぶようにした。レンズを出した光は2枚の平面鏡で反射された後、外部に照射される。それぞれの平面鏡はステッピングモータとロータリエンコーダに直結されており、遠隔操作によって任意の指定した角度に回転させることができる。両者は互いに直角方向に回転するため、レーザービームを水平、垂直(pan, tilt)方向に首振りして照射させることができる。pan, tilt角は1分(1/60度)の精度で調整することができる。

2枚の平面鏡が納められたチャンバ内には蒸留水が満たされ、pan, tiltを行ったときの空気と水の屈折率の差による光経路のずれや輝点のゆがみを解消している。

③ 受光器(図3.3.6.4)

プロペラ翼面上の様子を監視するもので、レーザービームの輝点をモニタテレビで計測することによって

キャビティの厚みを求めるために用いられる(図3.3.6.5参照)。

計測精度を上げるため、受光器内のカラーテレビカメラにズームレンズを取付けて像ができるだけ拡大して観測する。かつ、計測位置はプロペラ翼面上のキャビテーションが発生する広い範囲にわたるため、テレビカメラもそれに応じてpan, tiltさせることができる。

外部の被写体は、平面鏡1枚を介してテレビカメラに入るため、画像の反転は内部回路で電気的に正常な画像に戻される。pan, tiltはこの平面鏡をモータ駆動することによって行われる。平面鏡が設置されたチャンバ内には蒸留水が満たされており、屈折率の相違による像の歪みを避けている。

④ 画像処理装置

テレビカメラから入ってきた画像は、プロペラ翼が指定の角度にきた瞬間をとらえたものであるから、間歇的である。これを連続して写る静止画像とするためにビデオメモリ(図3.3.6.6)が用いられた。画像信号を記憶して持続再生する機能をもつ。

(3) 計測手順

キャビティ厚みを計測する際の手順を下記に示す。

- ① プロペラを低速で回転させ、キャビテーションが発生しない状態にしておき、レーザー角コントローラを調整してレーザー光投光器の角度を制御することによって翼面上の同一の点に2本のレーザービームを集中させる(図3.3.6.7)。レーザー角表示器はこのときのレーザー光投光器の角度(pan, tilt角)を表示するので、これを記録する。このときの操作は、テレビカメラからの映像をモニタテレビで監視しながら行う。これらをプロペラ翼面のキャビティ厚み計測位置各点について行う。
- ② プロペラの回転数を上昇させてキャビテーションが発生した状態で次の計測に入る。まず、2つの投光器を所定のpan, tilt角に設定する。キャビテーションが発生するとレーザービームはキャビティと水の界面で散乱し、2つの輝点を形成する(図3.3.6.8)。モニタテレビの画面上において、ビデオスケーラによってこれら2つの輝点間の距離 S_m を計測する。その時の画面の倍率 a は、画面に写る翼面上にマーキングされた半径位置 r/R 、翼弦長位置 C/C_0 の適当な2点間の距離から計算により求める。
- ③ 実際の輝点間の距離 $DF (= a \cdot S_m)$ から、あらかじめ計測している投光器、受光器の位置をもとにキャビティの厚み BE を演算する(図3.3.6.1)。①で記録したpan, tilt角のデータをもとにレーザー光投光器を制御して翼面上の必要な位置についてキャビティ厚みを計測する。

キャビティ厚みは、例えば次のように計算される。まず、レーザービームの2つの輝点間の距離 DF が計測される。次に投光器の位置、B点の位置、辺BC, AGの長さは既知であり、更に三角形DBFと三角形ABGが近似的に相似であるとして、これらの条件よりキャビティ厚み BE は容易に計算される。具体的には、キャビティ厚み BE は次式により計算される。

$$BE = \frac{1}{b} \cdot DF$$

b : キャリブレーション係数

上記のキャリブレーション係数 b を求めるには次のデータが必要である。記号等は図3.3.6.9を参照されたい。

- ① レーザー光投光器およびテレビカメラ位置: $P_{e1}(x_{e1}, y_{e1}, z_{e1})$, $P_{e2}(x_{e2}, y_{e2}, z_{e2})$, $P_r(x_r, y_r, z_r)$, 本実験における位置を表3.3.6.1に示す。
- ② レーザー光輝点位置: $P_s(x_s, y_s, z_s)$
モニター画面上での観測により輝点の(θ , r/R , C/C_0)がわかり、計算により(x_s, y_s, z_s)を求めること。

- ③ 増点位置での ξ_1 , ξ_2 , ξ_3 軸の方向余弦: $(\xi_{1x}, \xi_{1y}, \xi_{1z})$, $(\xi_{2x}, \xi_{2y}, \xi_{2z})$, $(\xi_{3x}, \xi_{3y}, \xi_{3z})$
- ④ レーザー光角度: α_{e1} , α_{e2} , α_r , β_{e1} , β_{e2} , β_r

3.3.6.3 ピンによる方式

プロペラ翼面上に高さ方向にマーキングされたピンを接着する。キャビテーションを発生した状態のプロペラをテレビカメラにより撮影し、モニターテレビ画面上でキャビティ表面と交差しているピンの目盛を読み取ることによりキャビティ厚みが計測される。

(1) ピンの形状および特性

翼面上に接着されるピンの大きさは、上限として、模型実験で使用されたピンをスケールアップした大きさ—厚さ(t)×巾(c)×高さ(h) = 16 × 33 × 98 (mm), 下限として本実験中、通常型プロペラに接着して流体力により折損したピンの大きさ — $t \times c \times h = 5 \times 12 \times 100$ (mm)が考えられる。この範囲内で、TV カメラからの観察の容易さと強度を重視し、ほぼ上限に近い図 3.3.6.10 の寸法とした。ピンの主要目を表 3.3.6.2 に示す。

ピンが疲労破壊しない応力振巾の上限 5 kg/mm²を許容応力として、これに対する許容外力を単純なモデルで計算すると 98 kg であった。ピンに生ずる流体力および遠心力共これだけの力が発生するとは考えられない。また、接着剤としてエポキシ系および第 2 世代アクリル系を用いたが、その接着強度を確認するため、図のピンと同じ接着面積を有する円柱状の試験片により静的荷重試験を行った。荷重位置は接着面より 70 mm の高さ、荷重は 3 分間隔で 5 kg づつ印加し、最大荷重は 140 kg として試験したが、6 本の試験片はいずれも剥離しなかった。

(2) ピンの取付位置

ピンの翼面上への取付位置は、通常型プロペラの場合、0.95 R の 50% 翼弦長 (0.50 C) 0.9 R の 0.25 C, 0.50 C, 0.75 C および 0.8 R の 0.25 C, 0.50 C, 0.75 C の計 7 本をキャビテーションへの影響をなるべく減らす為、3 翼に分散させ、取付けた。ハイスクュー・プロペラについては、通常型プロペラの場合の取付位置を 0.8 R についてのみ変更し、0.85 R の同じ翼弦位置とした(図 3.3.6.11)。また、通常型プロペラ実験の時、ピンを各 r/R の線にそい取付け、内向きの流体力によって折損したため、ハイスクュー・プロペラの場合は各 r/R の線に対し、外向きに 5 度の取付角を設けた。その様子を図 3.3.6.12 に示す。

3.3.6.4 キャビティ厚みの計測結果

(1) 通常型プロペラの場合

海象条件が悪く、故障計器が続出したため、計測は不十分なものとなった。レーザー光を利用した本方式においては、レーザー発振器 1 台のみでレーザー光投光器 2 台に時分割でレーザー光を照射した。また、実験途中の計器故障により、翼角(θ)30° のプロペラ翼面上の点(0.85 R, 0.10 C)と(0.85 R, 0.25 C)の 2 点についてのみ、プロペラ回転数 149 rpm, 163 rpm および 172 rpm の状態でのキャビティ厚みが計測された。その結果を図 3.3.6.13 に示す。キャビティ厚みに比例するレーザー光のスポット間隔は数分間スポットの分散を観察してから目視で決定した。

キャビティ厚みはプロペラ回転数の増加と共に大きくなっている。しかし、2 点のみの計測では詳細なことは議論できない。

ピンによる方式においては、翼面上に接着したピンの目盛が識別できず、キャビティ厚みは計測できなかった。また、実験中に 7 本中 5 本のピンが疲労破壊のため折損した。なお、通常型プロペラの場合のピンの材質は AC4C-F であった。

(2) ハイスキュー・プロペラの場合

① レーザー光を利用した本方式による結果

計測装置はすべて順調に作動した。キャビティ厚み計測は、プロペラ回転数 163 rpm の状態において行われた。計測点は翼角 $\theta = 30^\circ, 40^\circ, 50^\circ, 60^\circ$ において、半径位置 0.85 R, 0.9 R, 0.95 R それぞれでの翼弦長位置 0.25 C, 0.5 C, 0.75 C で行われた。ただし、 $\theta = 60^\circ$ においては白黒 TV カメラの視野からはずれるため、カラー TV を用いたが、レーザー光輝点の識別が困難であったため、計測を中止した。また、0.2 mm のファイバーを用いた計測は光学系の調整に時間がかかりすぎるため、中止した。

計測されたキャビティ厚み分布を図 3.3.6.14 に示す。図中の点線は模型実験の結果を寸法比に対応させてスケールアップした値である。実船における計測値は、レーザー光のキャビティ表面上の輝点の間隔を 10 回読みとて計算した値の平均値である。その値の上下につけられた目盛は標準偏差を示している。使用した計測システムによってキャビティ厚みは 10 mm 弱の精度で計測できると考えられることから、この値は実際にキャビティ厚みの変動、すなわちキャビテーションの変動を表わしている。プロペラ前縁付近ではキャビティ厚みは薄く、安定しており、一方後縁側では厚く、不安定になっていると考えられる。模型実験においても同様の傾向が見られる。

② ピンを用いた方式による結果

目的としたプロペラ回転数 163 rpm より低い状態から随時計測を行った。ピンは折損はしなかったが、すべて翼面上より剥離し、流失した。したがって、随時計測したデータのみとなった。キャビティ厚み計測時の状態および計測結果を表 3.3.6.3 に示す。同じ計測結果を図 3.3.6.15 に表わした。レーザー方式によって計測された 163 rpm におけるキャビティ厚み分布を比較のため図中に実線で示した。ピン方式による計測値は妥当な値を示している。しかし、所定の回転数に達していなかったこと、計測時間が限られていたこと等により十分に対応するデータは得られなかった。

3.3.6.5 まとめ

新たに開発されたレーザー光を利用した測距方式および実船では初めての試みであるプロペラ翼面上に接着されたピンによる方式によって、ハイスキュー・プロペラに発生したキャビティの厚み分布が計測された。通常型プロペラの場合もごく一部であったが、計測された。これらの計測結果から次の様なことが言える。

レーザー光を利用した本方式は原理的に簡単であり、プロペラまわりの流れやキャビティの発生状況を変えることなしにキャビティ厚みを計測できる利点を持っている。実船において、この方式によりキャビティ厚みを精度良く計測できることが確認された。また、ピンによる方式によってもキャビティ厚みが有効な精度で計測できることが認められた。

最後に計測上の問題を述べる。レーザーによる方式では、レーザー発振器からレーザー光輝点までの光パワーの伝達効率を改善すること、レーザー光輝点の径を小さくすること、レーザー光投光器、テレビカメラの位置関係の改良、画像解像度の向上、翼のたわみ検出等により計測精度を向上させる必要がある。また、計測に時間がかかるので計測の能率化も望まれる。ピンによる方式では、ピンの翼面への取付法の改良、ピンの目盛を識別しやすくする様なテレビカメラの設置位置等の改良が今後に残された課題である。

表 3.3.6.1 投光器等の船体取付位置(光学的中心の位置)

単位：mm

	A. P. より	B. L. より	センタープレートより
投光器 1	5,185 (8フレーム上)	4,500	1,452 (実測値)
投光器 2	5,185 (8フレーム上)	2,800	713 (実測値)
カラー TV	5,793 (9フレーム上)	4,000	1,260 (実測値)
白黒 TV	6,405 (10フレーム上)	3,800	1,300 (推定値)
ストロボ	5,185 (8フレーム上)	3,300	

表 3.3.6.2 ピンの主要目

ピンとカメラの視角	0.8 R, 20%弦長位置において約 40°
実験レイノルズ数	173 rpm, 0.95 Rにおいて 4.8×10^4
接着面積	19.6 cm ²
材質	AεBC 3
仕上	マーキング部；黒マジック その他の；生地

表 3.3.6.3 ピンによるキャビティ厚み計測結果(ハイスクュー・プロペラ)

Blade	r.p.m.	Position		Thickness (mm)							Average (mm)
		r/R	C/Co	0	-	-	-	-	-	-	
B	152	0.85	0.75	0	-	-	-	-	-	-	0
		0.90	0.25	20	-	-	-	-	-	-	20
C	155	0.90	0.50	40	-	-	-	-	-	-	40
D	160	0.85	0.50	30	0	40	0	70	10	25	25
		0.90	0.75	0	40	40	40	10	50	30	30

Blade Position: $\theta = 40^\circ$

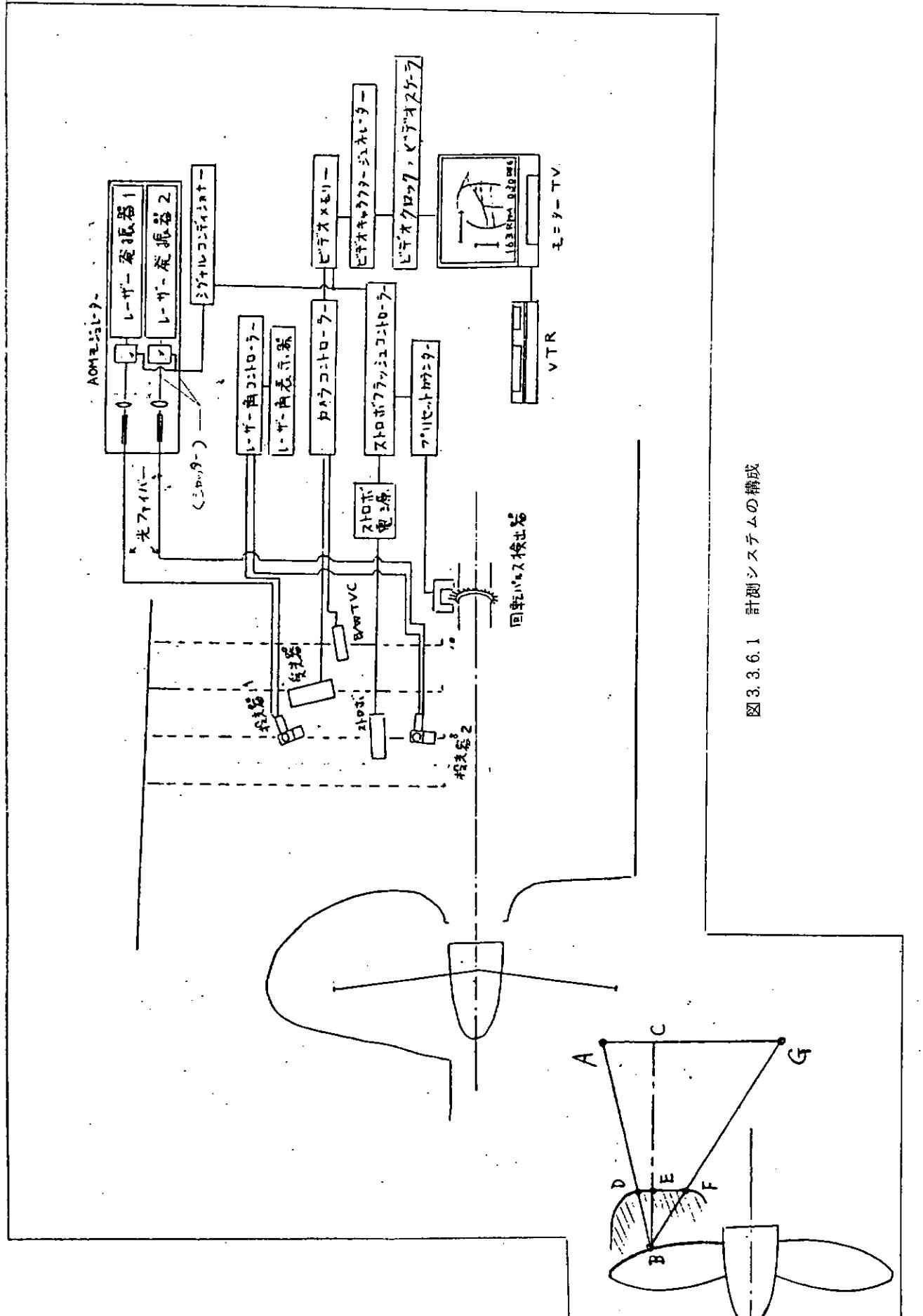


図 3.3.6.1 計測システムの構成

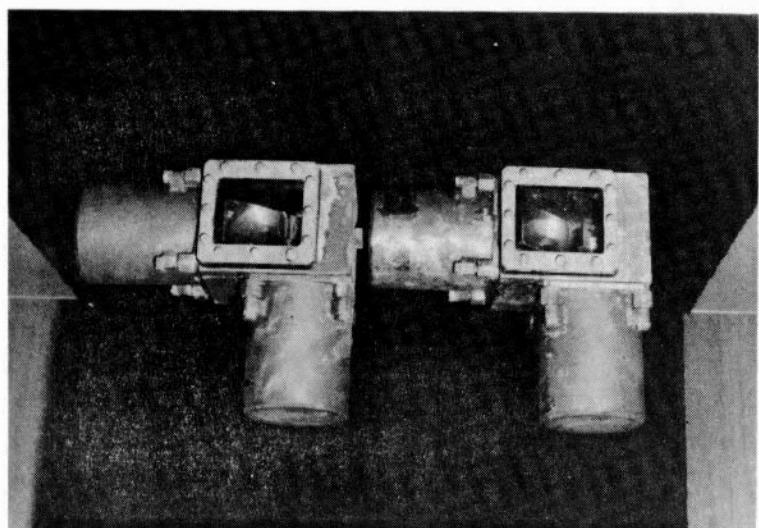


図 3.3.6.2 レーザー光投光器

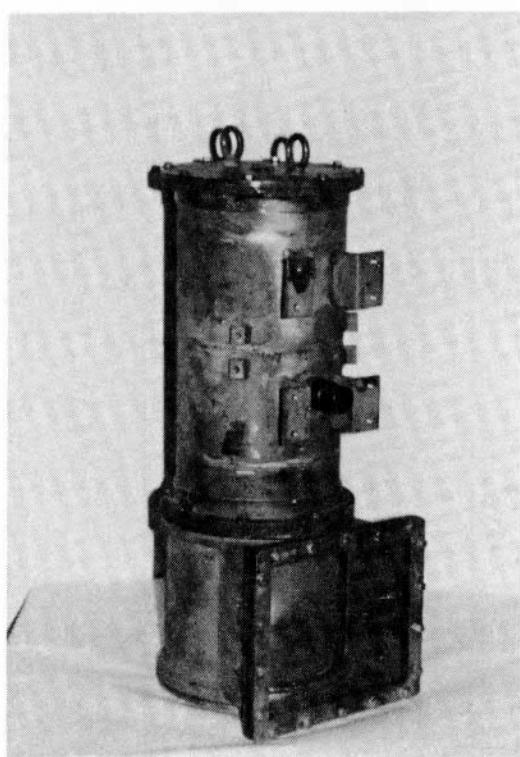


図 3.3.6.4 受光器

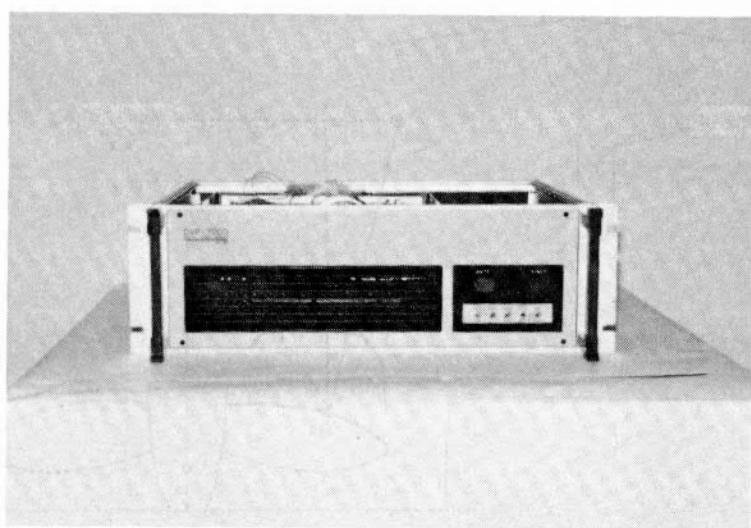


図 3.3.6.6 ビデオメモリ

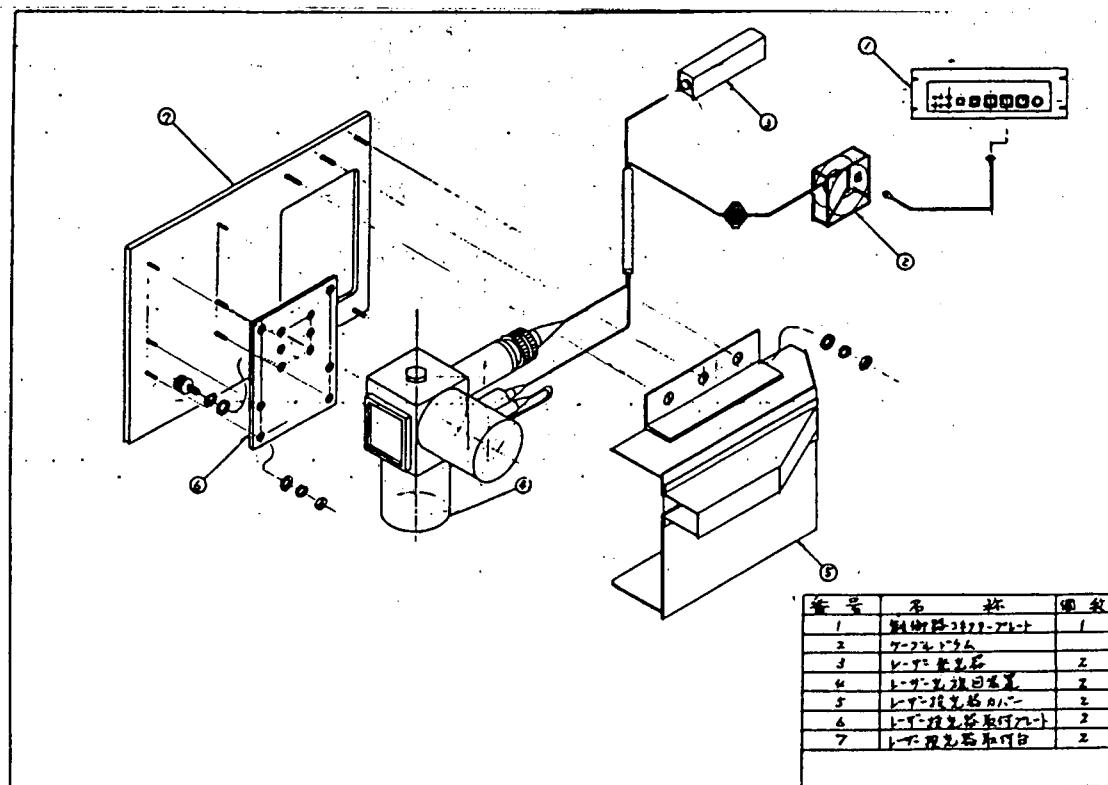


図 3.3.6.3 投光器取付図

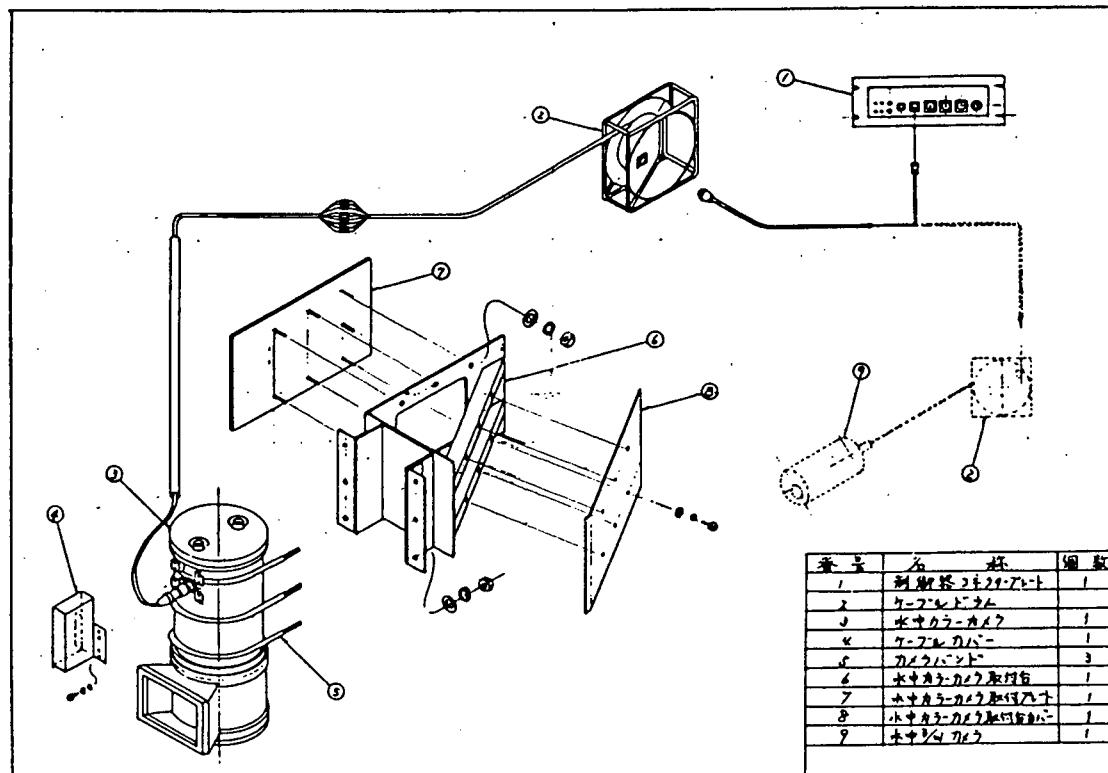


図 3.3.6.5 受光器取付図



図 3.3.6.7 キャビテーションの発生していない状態のレーザー光の輝点(2つの輝点が1点に集中している)



図 3.3.6.8 キャビテーションの発生した状態のレーザー光輝点



図 3.3.6.12 ピンの取付状況
(ハイスキューピロペラ)

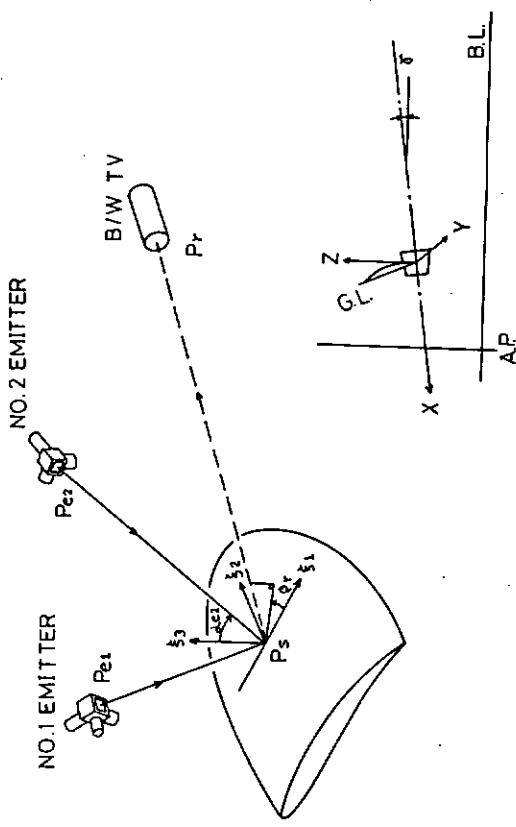


図 3.3.6.9 プロペラ座標

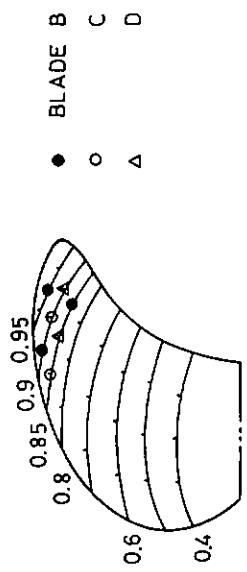


図 3.3.6.11 ピンの取付位置(ハイスキュー・プロペラ)

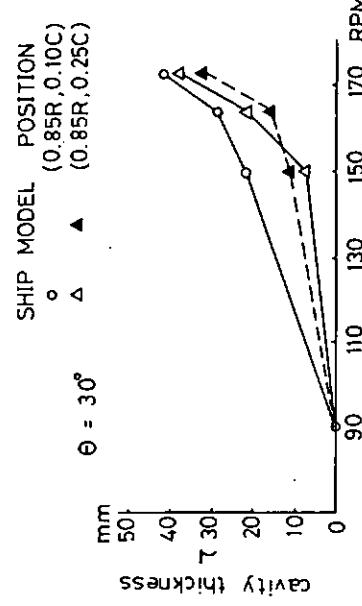


図 3.3.6.13 キャビティ厚みのプロペラ回転数による変化
(通常型プロペラ)

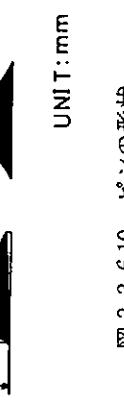


図 3.3.6.10 ピンの形状

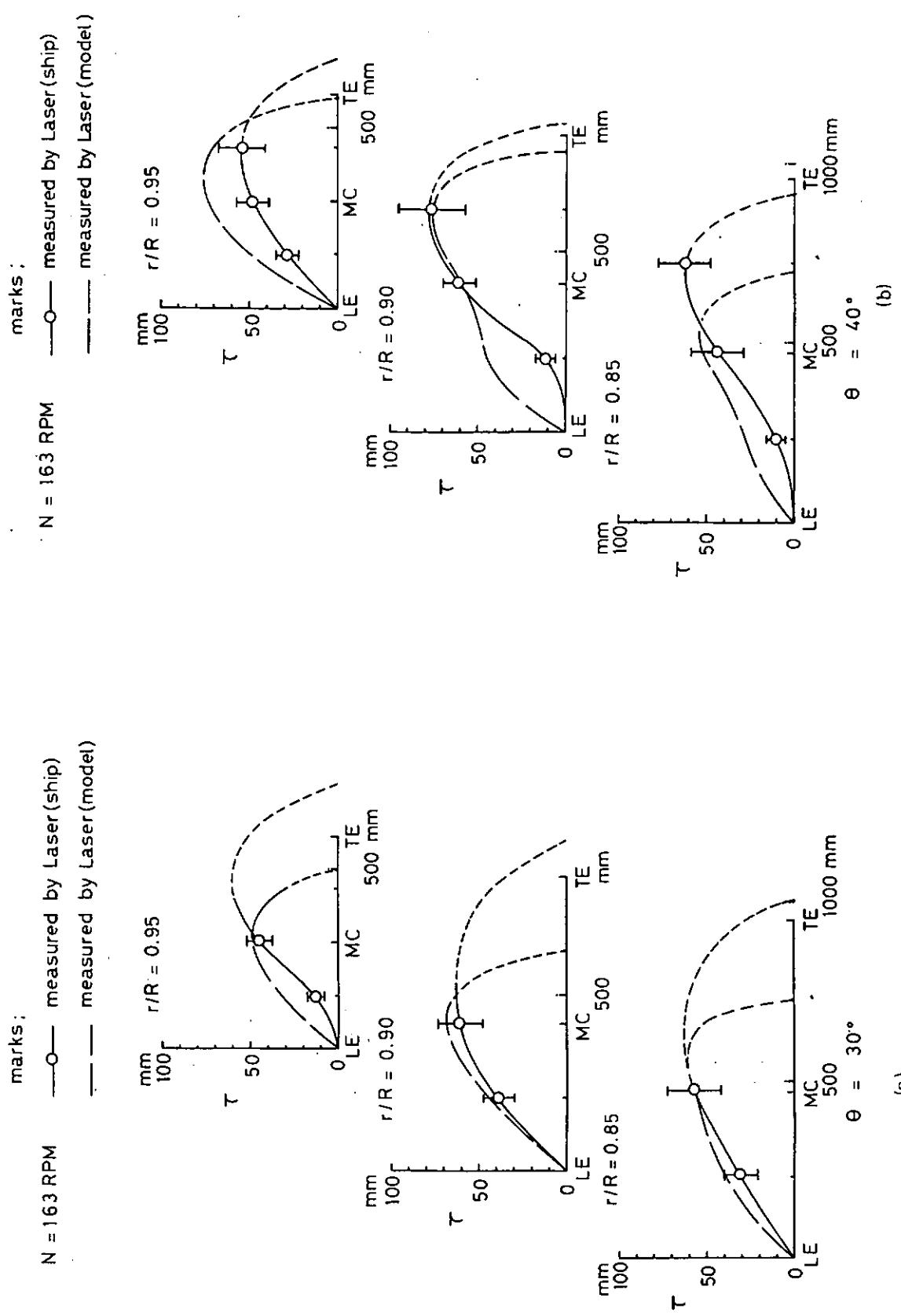


図 3.3.6.14 キャビティ厚み分布計測結果(ハイスピード・プロペラ)

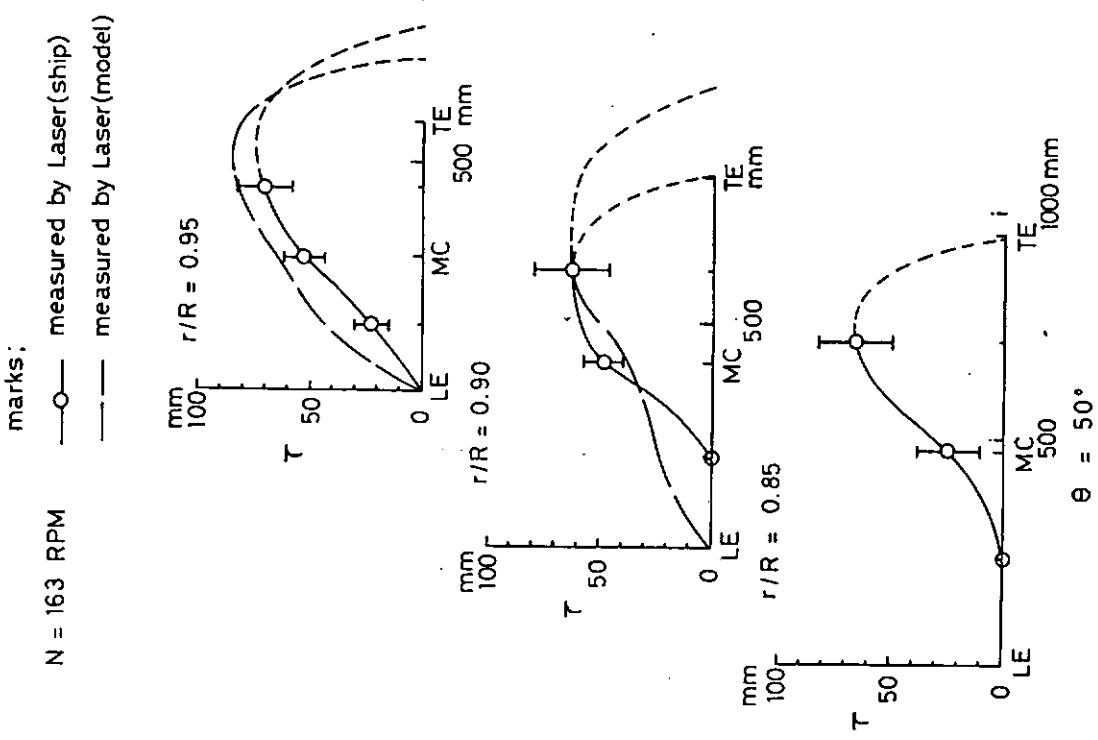


図 3.3.6.14(c)

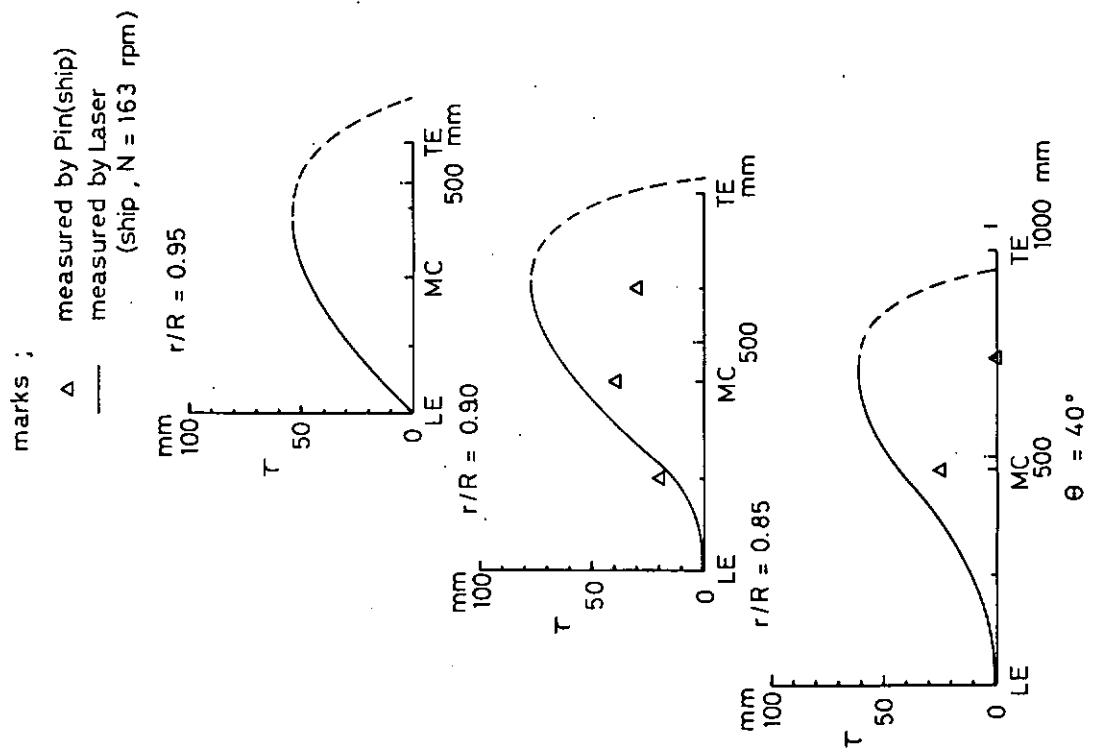


図 3.3.6.15 レーザによるキャビティ厚み分布計測結果
(ハイスキュー・プロペラ)

3.3.7 船尾変動圧力の計測

住友重機械工業担当

3.3.7.1 試験の概要

ハイスキュープロペラの船尾振動、騒音軽減効果を実船にて調査する為、青雲丸において前後2回にわたり、船尾の変動圧力を計測した。第1次の計測は、通常型のプロペラ搭載時に対する計測であり、第2次は、ハイスキュープロペラの場合である。両者の計測において、計測点、計測システムは全く同一とし、圧力変換器を含む計測器等も全く同一か、もしくは同一機種を用いた。

3.3.7.2 計測方法

(1) 計測システム

図3.3.7.1に船尾変動圧力の計測システムを示す。圧力変換器としては、歪ゲージ式圧力変換器(受感部は共和電業製PS-2KB、容量 2 kg/cm^2 、 $f_N = 2\text{ KHz}$)を実船試験用に製作した。図3.3.7.2に圧力変換器の外形図を示す。圧力変換器から動歪測定器までは6mのクロロプレンコード(10m~20m)、動歪測定器からデータレコーダまでは、10mのBNC-BNCコードで接続した。計測中はオシロスコープや電磁オシログラフでモニターした。

(2) 計測点

船尾変動圧の計測点は、船体表面上に設けるのが一般的であり、その意味でも、外板にフラッシュマウントするのが好ましいが、今回は、外板を穿孔しないという制約から図3.3.7.2に示した圧力変換器を、外板に溶接した台座にネジ止めする方法を用いた。圧力変換器の取付位置を、図3.3.7.3に示す。1軸船の船尾における変動圧力のピークは、従来の計測例から、プロペラチップの直上から、0.05~0.2D(Dはプロペラ径)前方で、かつ右回りのプロペラならば0.05~0.1D右舷側の位置に存在すると予想されたので、この様な配置となっている。又、計測点①は、ラダーホーンの上部にあたる。

3.3.7.3 解析方法

解析は、振動、騒音の解析に通じてよく用いられているFFT装置(ZONIC社DMS/5003)を利用した。Sampling timeは2mmsec.とし、0~250Hzの周波数帯をスペクトル分析した。1回のデータ取込個数は、2,048個、これを約10回くり返し、平均化してある。例えば、163 rpmの計測例であれば、約100回転分の計測結果を解析したこととなる。

図3.3.7.4に解析装置及びその周辺機器を示す。

3.3.7.4 計測結果

(1) 第1次計測(通常型プロペラ)

変動圧力のほぼピーク値と考えられる計測点①の計測波形を、FFTにより解析し、回転数を横軸に変動圧力の単振巾を図3.3.7.5に示す。破線の部分は、プロペラ軸の危険回転数にあたる為、計測されていない。

図3.3.7.6は、図3.3.7.5に示した変動圧力のうち、第1次駆動数成分を $\rho n^2 D^2$ で無次元化した圧力係数 K_{p_1} を示したものである。キャビテーションの発生していない70 rpmでの K_{p_1} は、約0.021であり、100 rpmまでは、 K_{p_1} の値に変化が見られない。 K_{p_1} の値が急激に増加するのは、計測域には入っていないが、130 rpmから140 rpmの間であろうと想像される。キャビテーションの発生している163 rpmでは、 K_{p_1} の値は、約0.052となり、キャビテーションの発生の無い場合の約2.5倍にあたる。

図3.3.7.7から図3.3.7.9は、それぞれ、149 rpm、163 rpm、171 rpmでの変動圧力の船体表面での分布形状を示している。同図には、各センサーが負圧の最大値を示す時の翼角*を示してあるが、キャビテーションの発生が顕著となってくると、すべての圧力センサーが同位相の変動圧力を示す傾向がうかがえる。

図3.3.7.10に計測波形の一例を、図3.3.7.11に計測波形のスペクトル分析例を示した。

* 翼のGenerator Line が up right にある時を 0° とした。

(2) 第2次計測(ハイスクュープロペラ)

計測点②の解析結果を、回転数を横軸に変動圧力の単振巾を、図 3.3.7.12 に示す。図 3.3.7.13 は、1 次の変動圧力振巾を無次元化した圧力係数(K_{p_5})である。キャビテーションの発生のない時の K_{p_5} の値は、約 0.07 であり、この値は、キャビテーションの初生を過ぎた 135 rpm 近くまではほぼ一定である。キャビテーションが顕著に発生している 163 rpm での K_{p_5} の値は、約 0.014 で、キャビテーションの無い場合に較べて約 2 倍となっている。 K_{p_5} の値が増加しはじめるのは、135 rpm を過ぎた頃と考えられるが、その立ち上がりは緩やかである。図 3.3.7.14 から図 3.3.7.16 は、それぞれ 149 rpm, 163 rpm, 171 rpm での変動圧力の船体表面上分布形状を示す。

図 3.3.7.17 に計測波形の一例を、図 3.3.7.18 に計測波形のスペクトル分析例を示した。

3.3.7.5 通常型プロペラとハイスクュープロペラの比較

図 3.3.7.19 は、一次から三次までの翼振動数成分につき、通常型とハイスクュープロペラの変動圧力振巾を比較したものである。回転数や計測位置により多少異なるが、ハイスクュープロペラの変動圧力は、通常型プロペラより 50~70% も小さい。さらに、キャビテーションの発生のない低回転域においても、ハイスクュープロペラの変動圧力は、通常型に較べ格段に小さいことは特筆すべきことであろう。

一方、図 3.3.7.7 から図 3.3.7.9 および図 3.3.7.14 から図 3.3.7.16 に示された、通常型とハイスクュープロペラの各センサー間の位相関係は、その絶対値こそ違うが、それらの相互関係には顕著な差は認められない。したがって、変動圧力の積分値としてのサーフェ・スマーチャスもほぼ変動圧力振巾の大小に比例して、ハイスクュープロペラの方が、通常型に較べ 50~70% 小さいと判断できる。

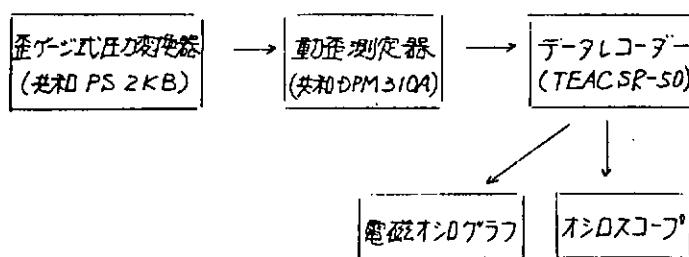


図 3.3.7.1 変動圧力計測システム

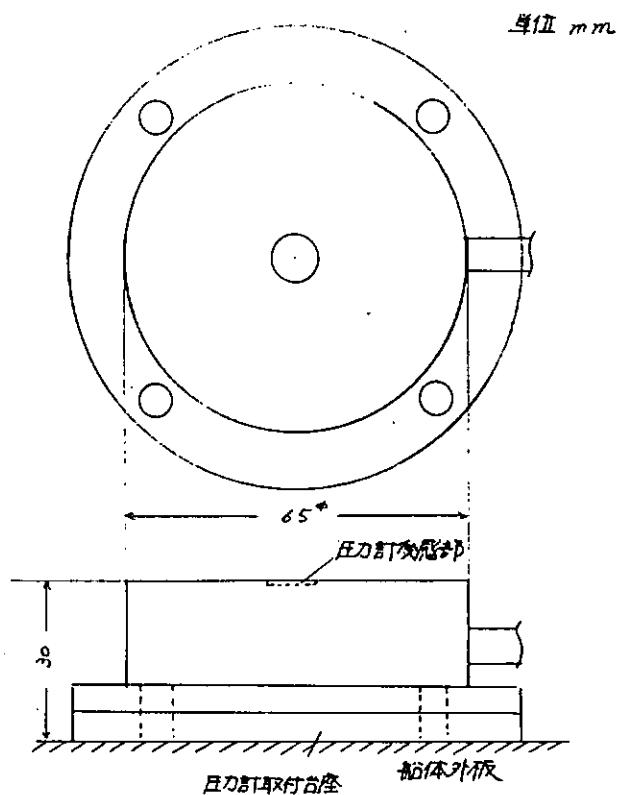


図 3.3.7.2 圧力変換器形状図

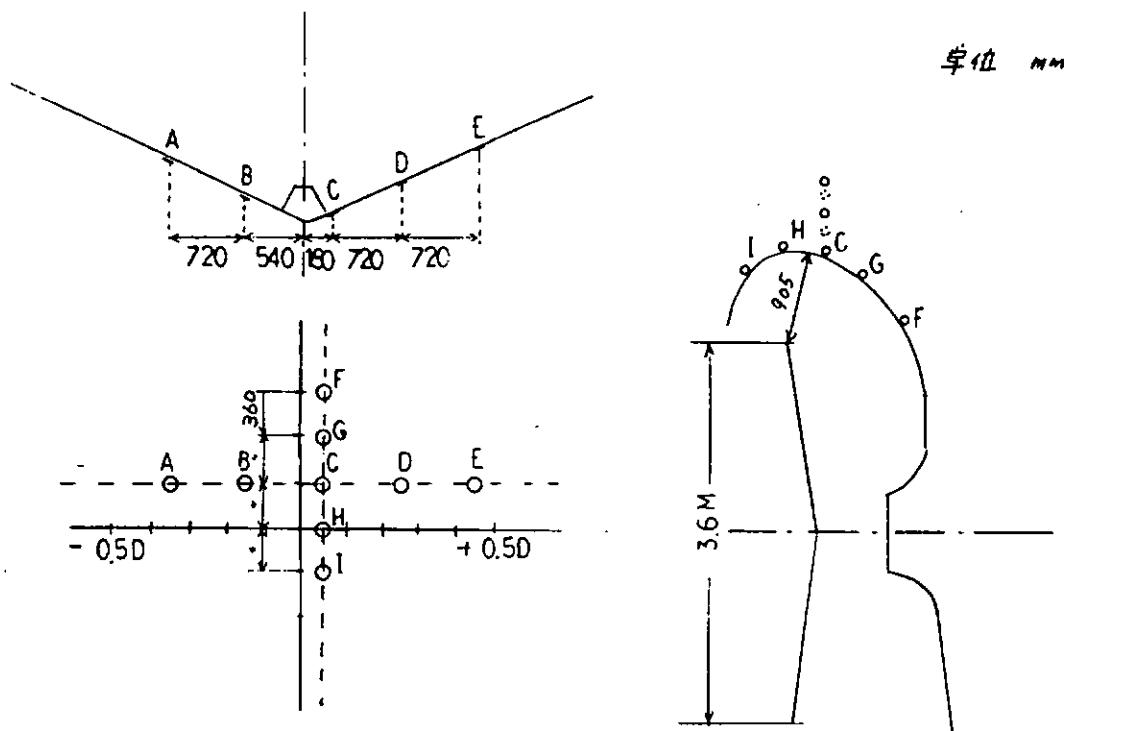


図 3.3.7.3 圧力変換器取付位置

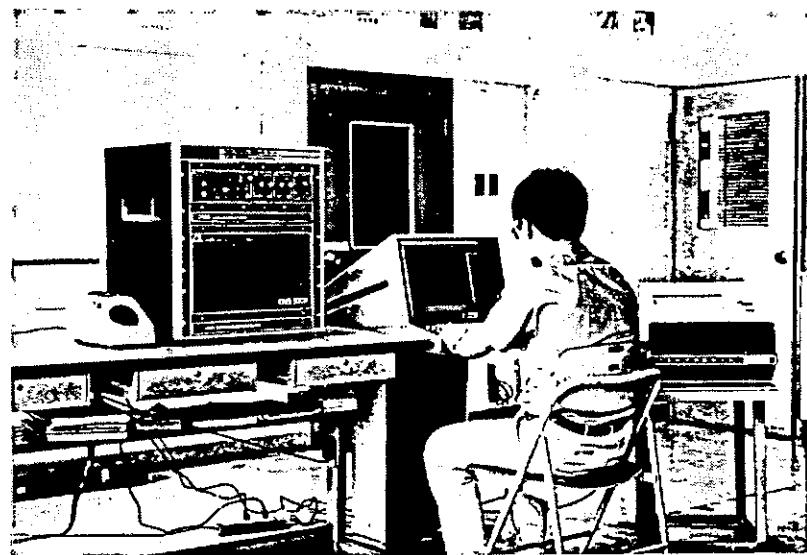


図 3.3.7.4

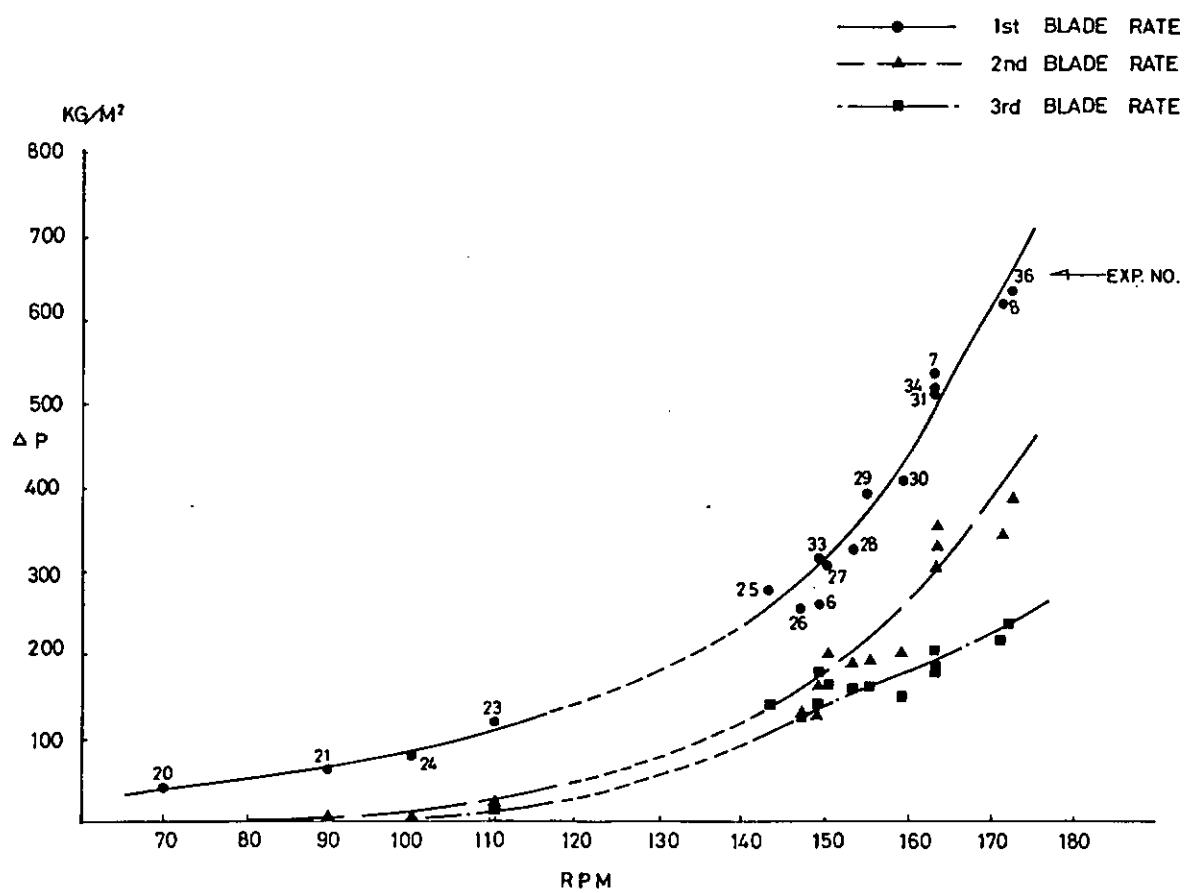


図 3.3.7.5 通常型プロペラの変動圧力振巾(計測点②)

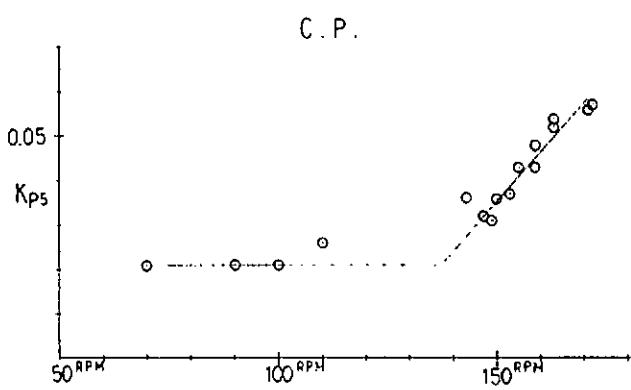


図 3.3.7.6 通常型プロペラの変動圧力係数(計測点⑥)

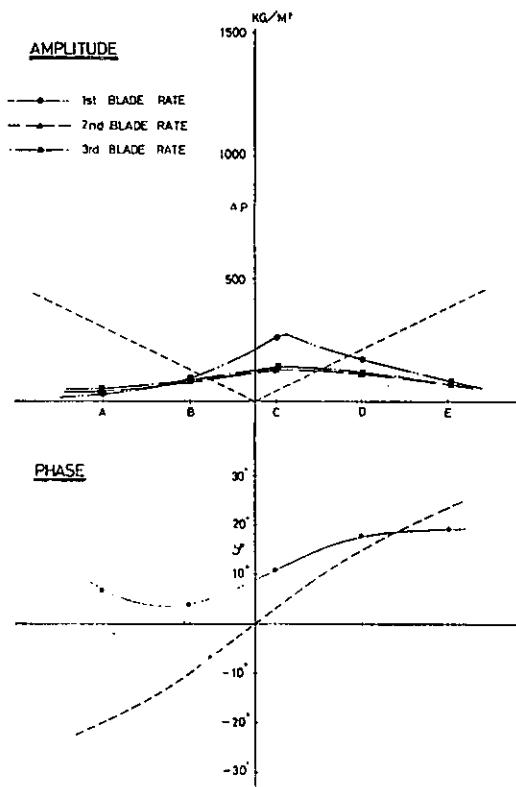


図 3.3.7.7(a) 変動圧力の分布形状
(通常型プロペラ, 149 回転)

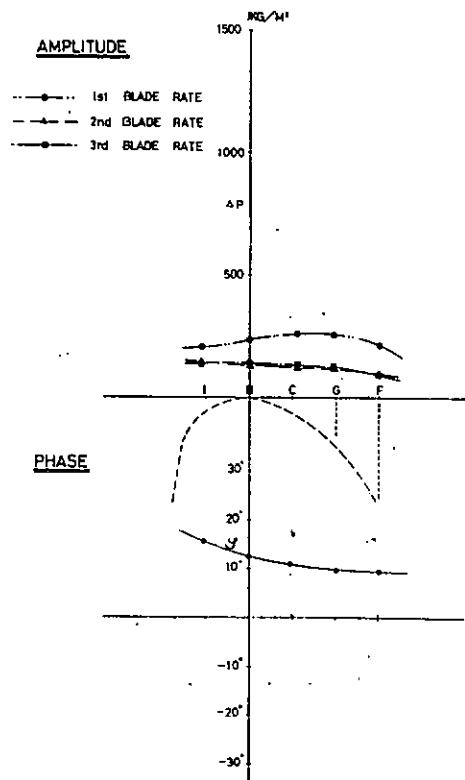


図 3.3.7.7(b) 変動圧力の分布形状
(通常型プロペラ, 149 回転)

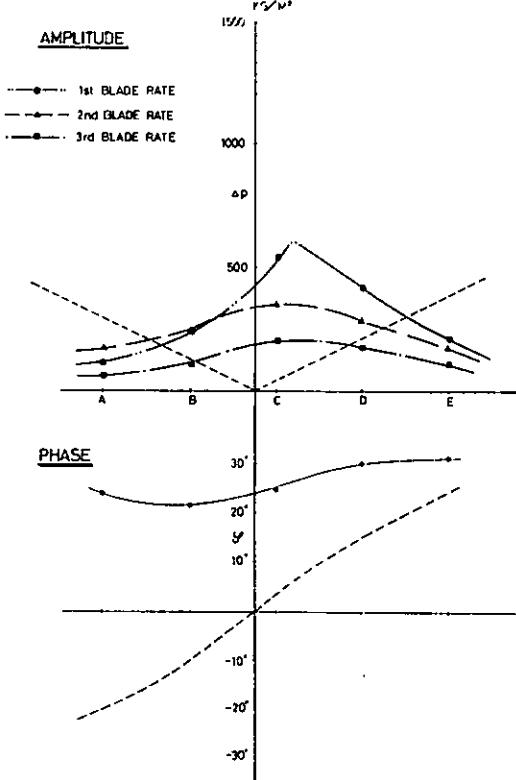


図 3.3.7.8(a) 変動圧力の分布形状
(通常型プロペラ, 163 回転)

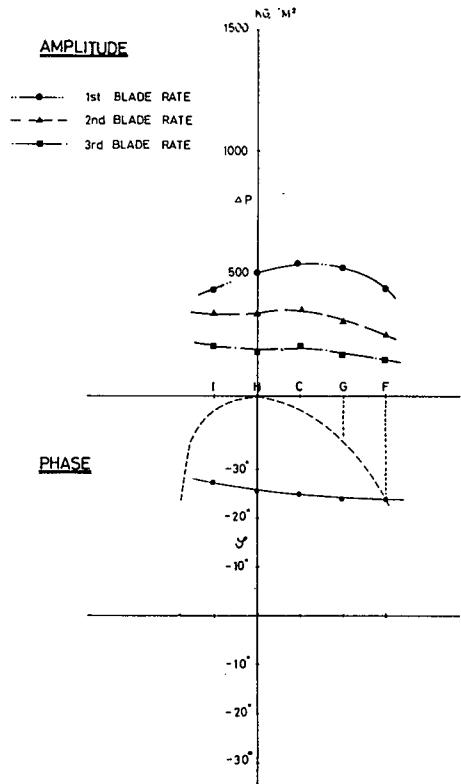


図 3.3.7.8(b) 変動圧力の分布形状
(通常型プロペラ, 163 回転)

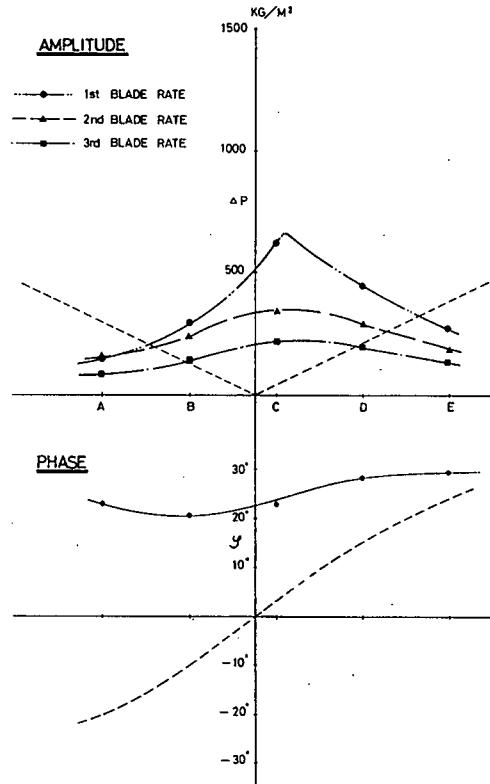


図 3.3.7.9(a) 変動圧力の分布形状
(通常型プロペラ, 171 回転)

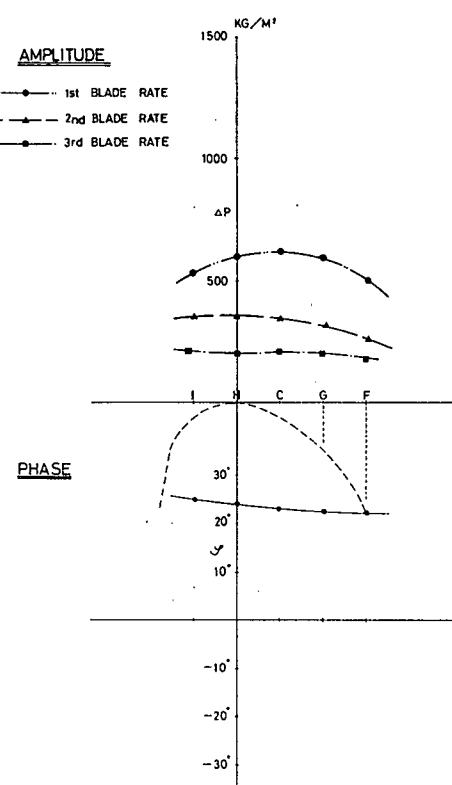


図 3.3.7.9(b) 変動圧力の分布形状
(通常型プロペラ, 171 回転)

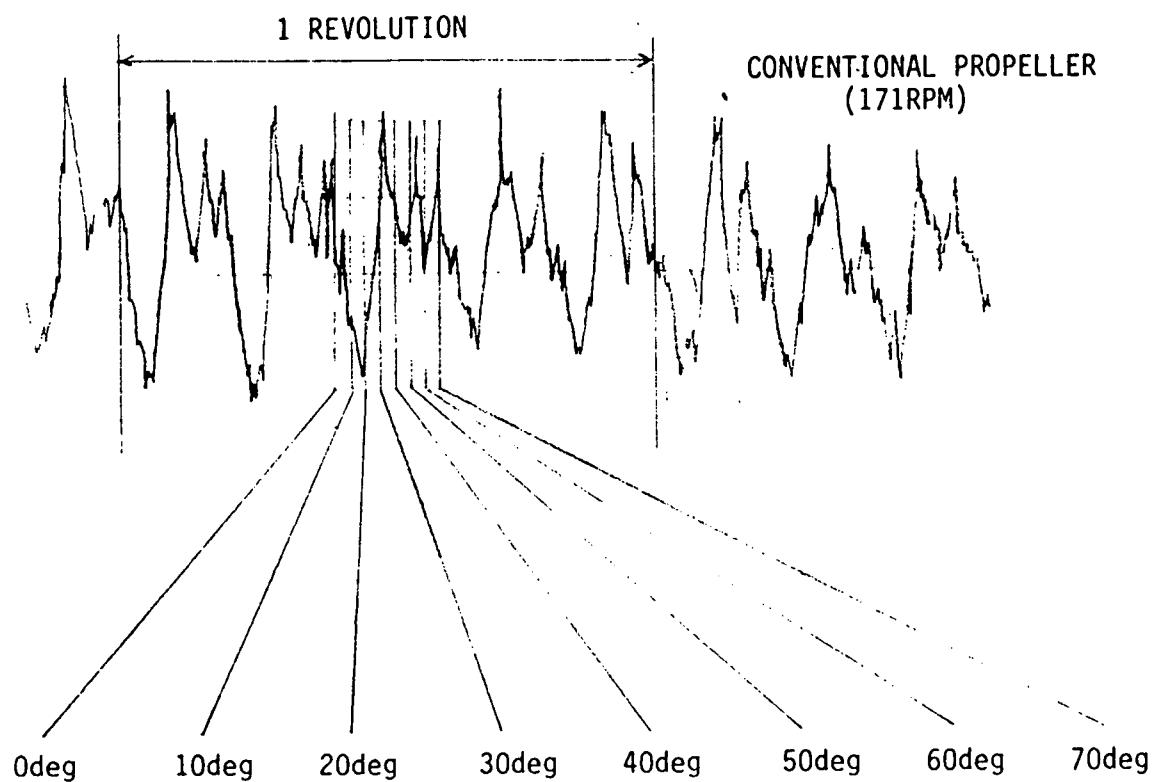


図 3.3.7.10 通常型プロペラの変動圧力波形(計測点②)

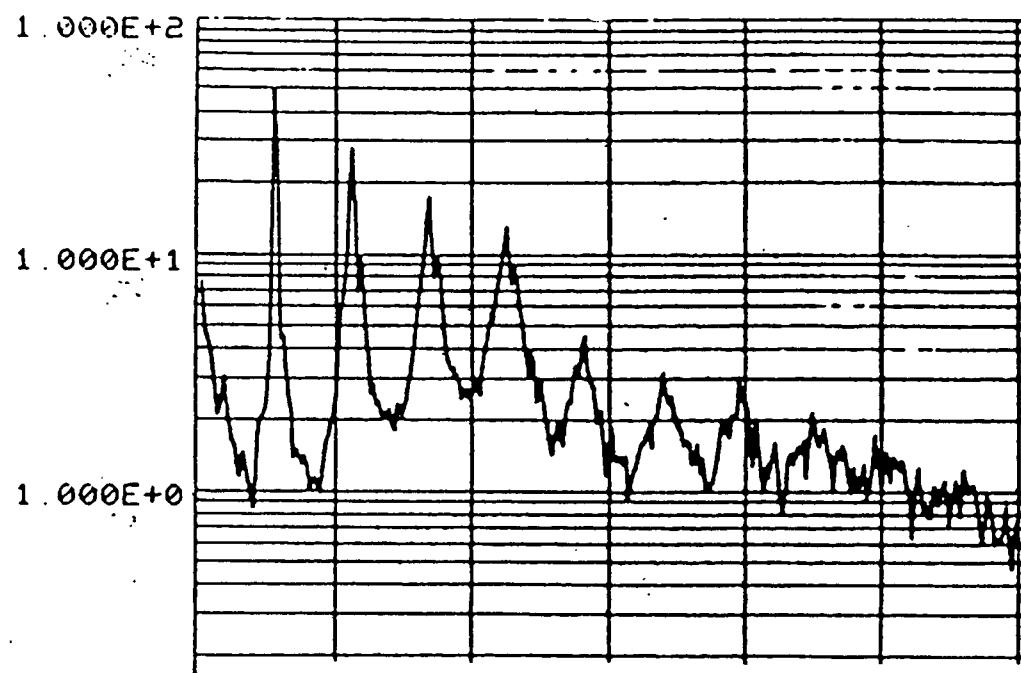


図 3.3.7.11 圧力信号の調和解析例

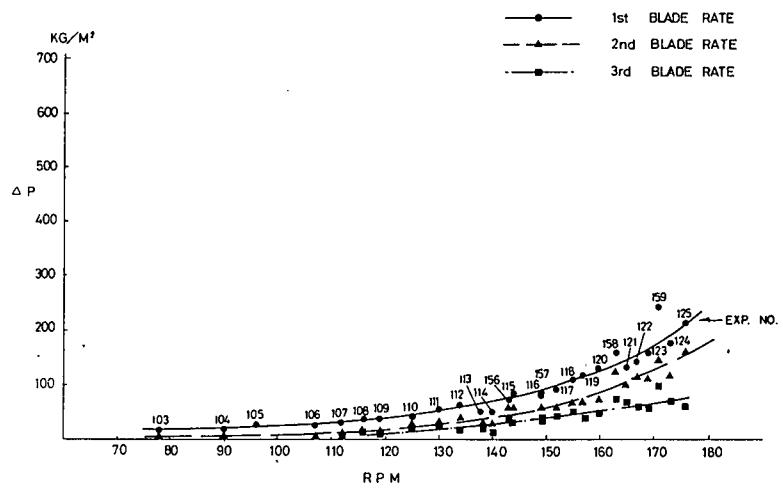


図 3.3.7.12 ハイスキュープロペラの変動圧力振巾(計測点②)

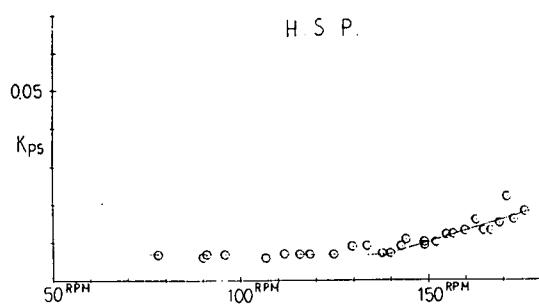


図 3.3.7.13 ハイスキュープロペラの変動圧力係数(計測点②)

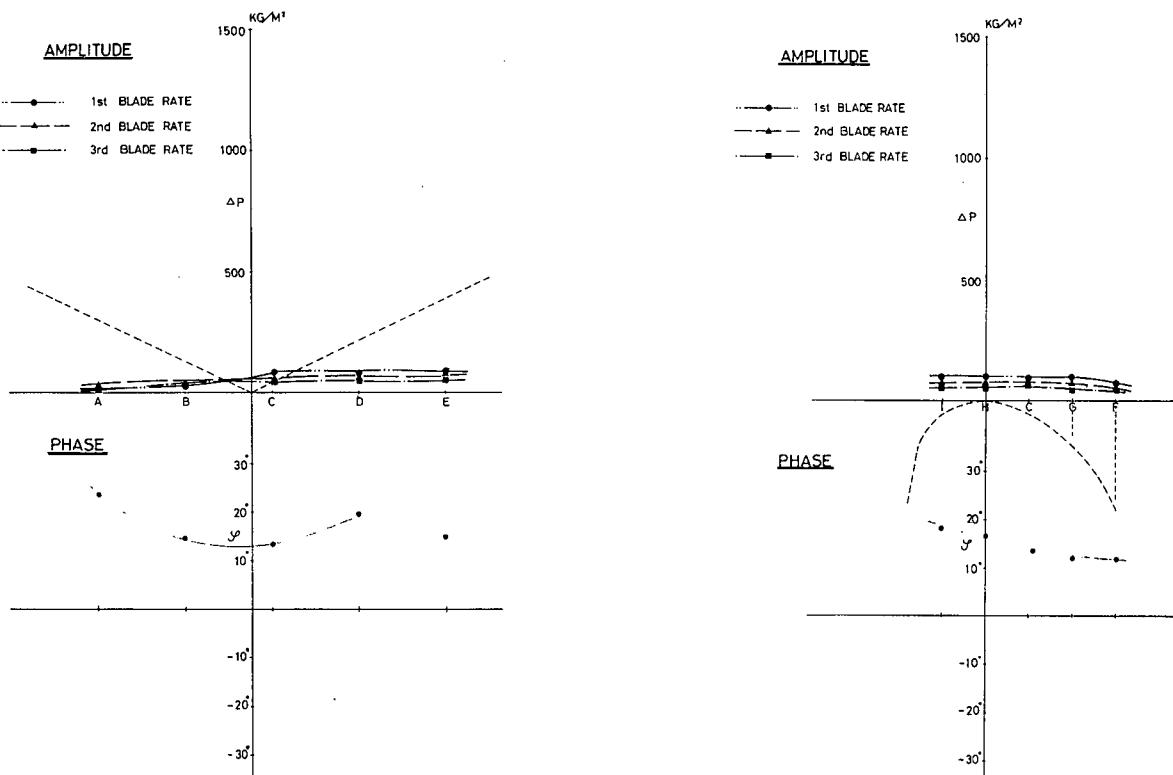


図 3.3.7.14(a) 変動圧力の分布形状

(ハイスキュープロペラ, 149回転)

図 3.3.7.14(b) 変動圧力の分布形状

(ハイスキュープロペラ, 149回転)

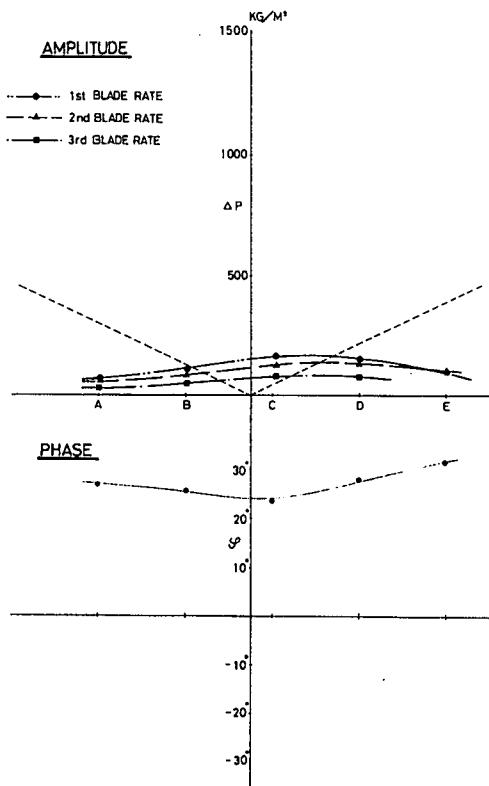


図 3.3.7.15(a) 変動圧力の分布形状
(ハイスクュープロペラ, 163 回転)

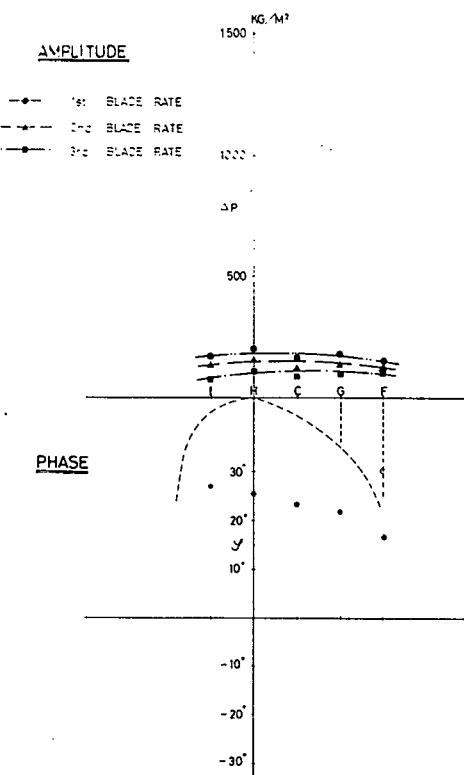


図 3.3.7.15(b) 変動圧力の分布形状
(ハイスクュープロペラ, 163 回転)

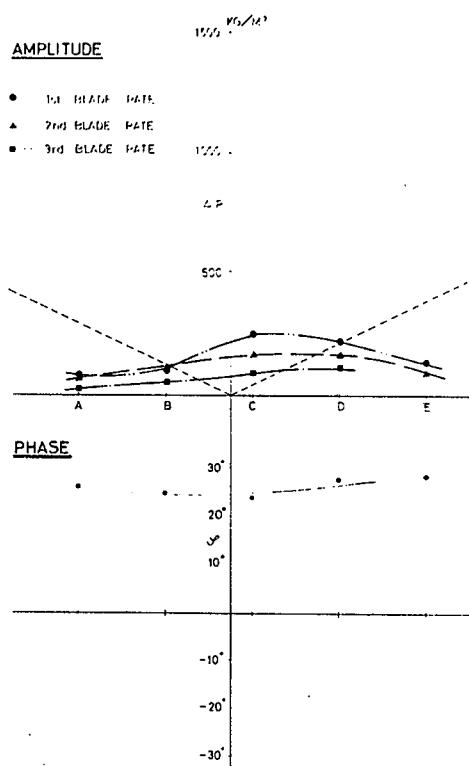


図 3.3.7.16(a) 変動圧力の分布形状
(ハイスクュープロペラ, 171 回転)

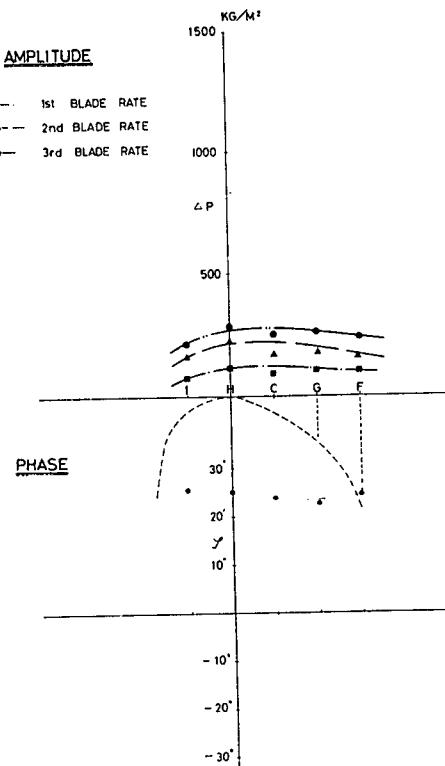


図 3.3.7.16(b) 変動圧力の分布形状
(ハイスクュープロペラ, 171 回転)

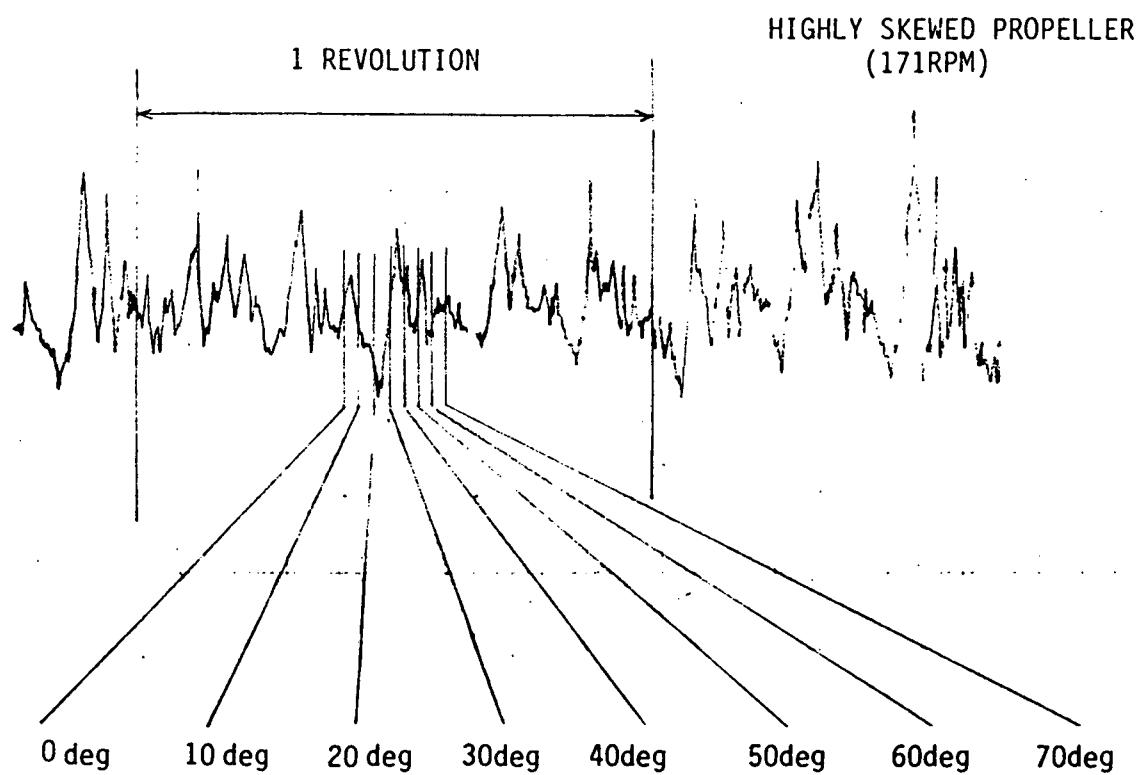


図 3.3.7.17 ハイスキュー プロペラの変動圧力波形(計測点⑩)

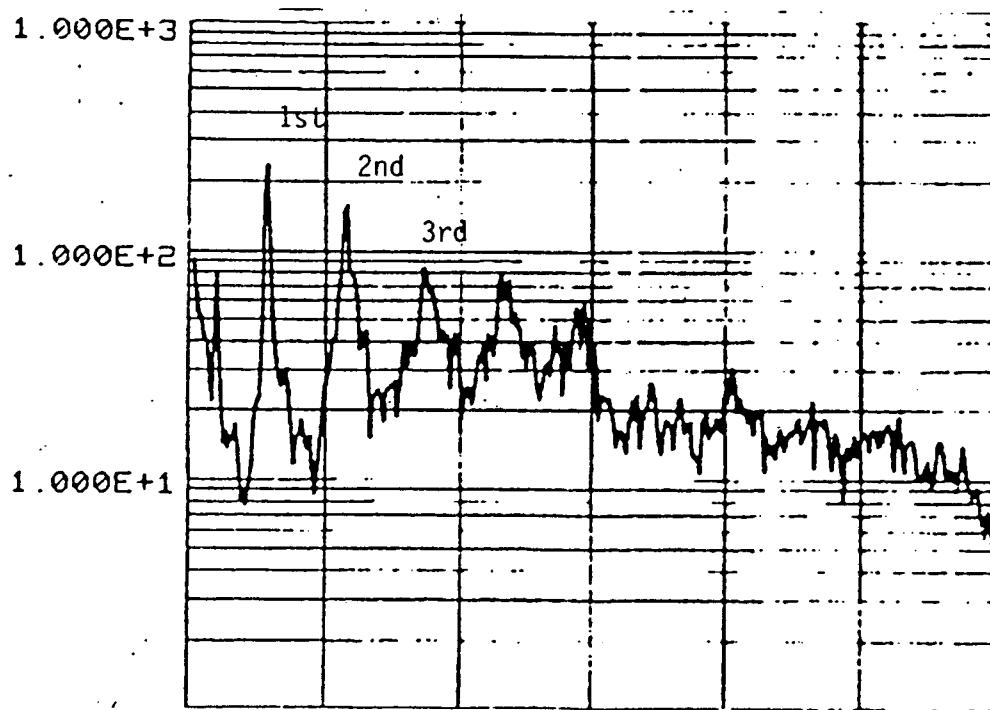


図 3.3.7.18 圧力信号のスペクトル分析例(実験番号 159, N=171 計測点⑩)

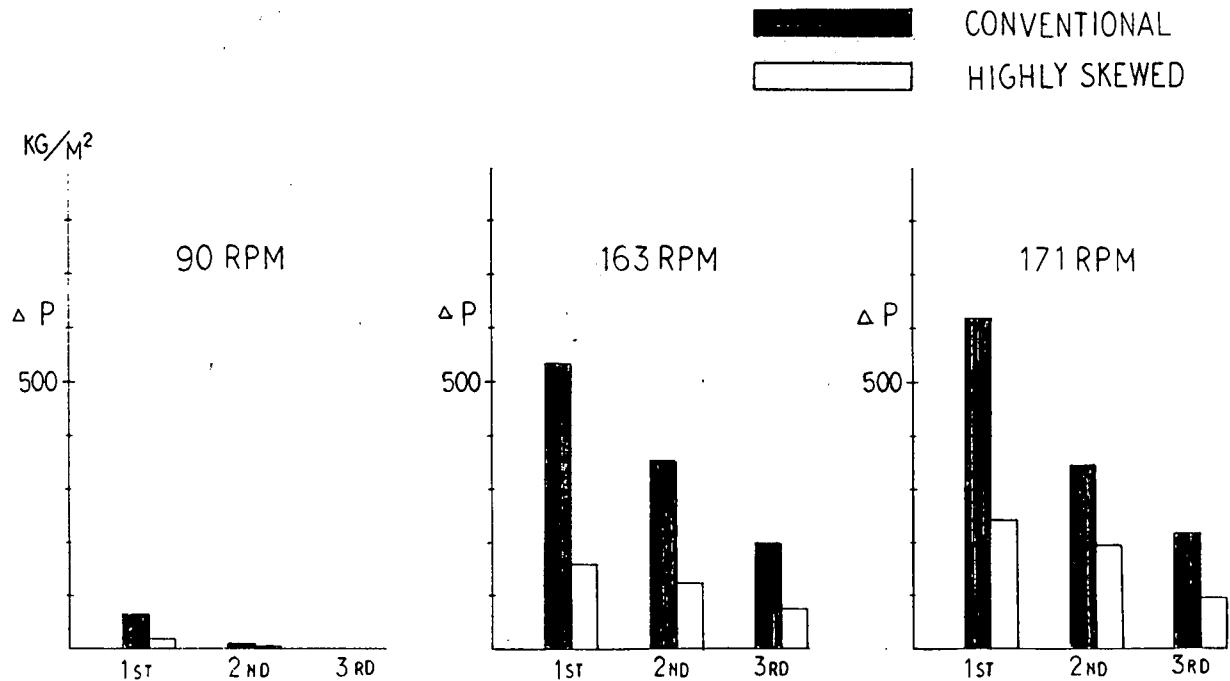


図 3.3.7.19 変動圧力振巾の比較

3.3.8 キャビテーション騒音の計測

東京大学及び三菱重工業担当

3.3.8.1 試験の実施

計測にはB & K 8103型ハイドロフォン2個を用い、プロペラチップ直上、左右両舷0.2 Dの位置に取付金具によって固定した。図3.3.8.1(a)に取付位置を、図3.3.8.1(b)に取付金具の写真を示す。なお配線は外板に沿ってパイプを溶接し、その中に配線する形式をとった。

データの解析は主に2 Hz ~ 160 Hzまでの1/3オクターブバンド解析を行ったが、データレコーダーにも記録をとり、FFTでの解析と比較した。

第一次試験では出航時から右舷ハイドロフォンの反応がなく、左舷のみで計測を行った。第二次試験ではレーザーからのノイズの混入が問題となった。このような実験では他の機器からのノイズに対して細心の注意を払うべきである。

3.3.8.2 計測結果

計測結果を、C. P. については図3.3.8.2に、HSPについては、図3.3.8.3(a)に左舷、(b)に右舷を示す。ここでCPの171 rpmはFFTからの結果である。またHSPの左舷の70 rpmは、レーザーからのノイズが混入したため、載せなかった。CPに比べ、HSPはBlade Frequency成分が低くなっているのがわかる。図3.3.8.4は163 rpmでCPとHSPの値を比較したものである。100 Hz ~ 5 KHzの周波数帯でも2 ~ 3 dB程、HSPの方が低くなっているが、もっとも顕著な差はBlade Frequency 1次 ~ 3次成分に出ていている。HSPの効果は、変動圧の低減に対して非常に大きいが、可聴音域に対しては比較的小さいことがわかる。

図3.3.8.5はHSP 163 rpmでの右舷、左舷の違いを示す。右舷の方が2 KHzまで3 ~ 5 dB高い値を示している。右舷がキャビティ崩壊位置に近いためと考えられる。

図3.3.8.6(a) (b)は、第二次試験の際騒音をデータレコーダーにとり、FFT解析を行ったもので30秒間の平均値となっている。回転数によって特に変化する周波数帯は認められない。

図 3.3.8.7 は、主機回転数に対する Over All 値での比較である。70 rpmで HSP は CP に対して 4 dB 程低い。回転数が上がるにつれて、その差は開く傾向にあり、163 rpmでは 7 dB すなわち CP の 55% 程度になる。

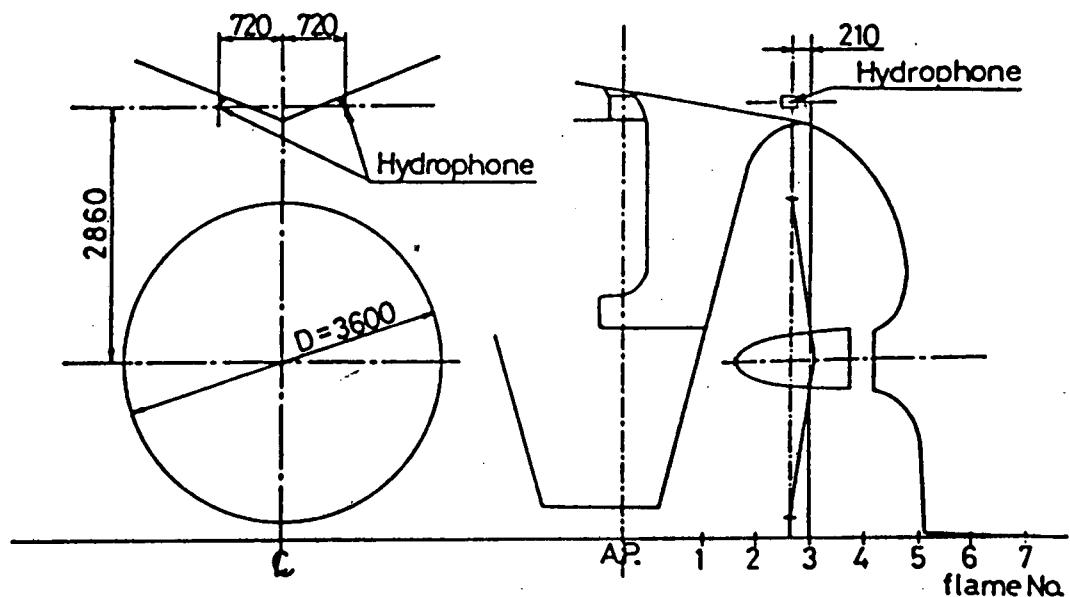


図 3.3.8.1(a) ハイドロフォン取付位置

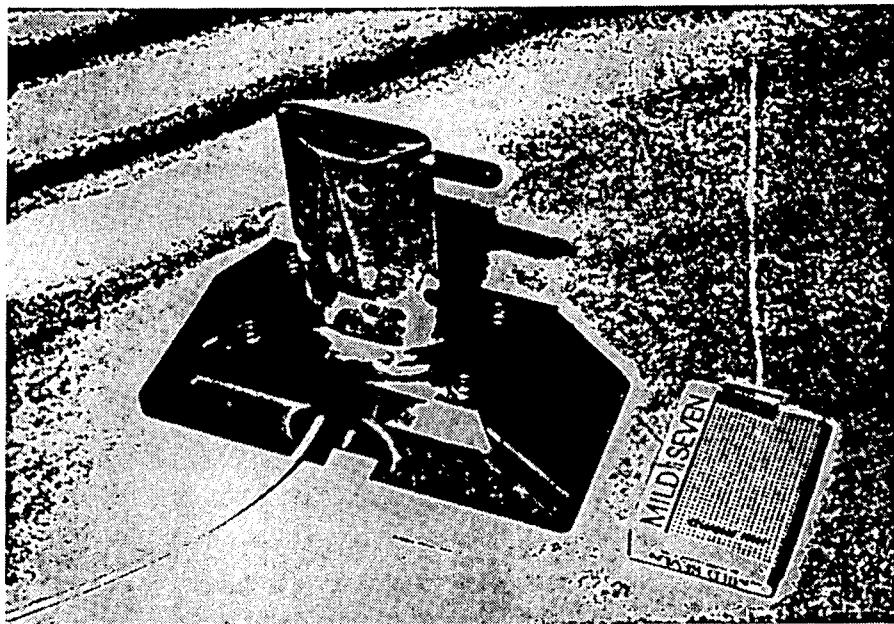


図 3.3.8.1(b) 取付金具写真

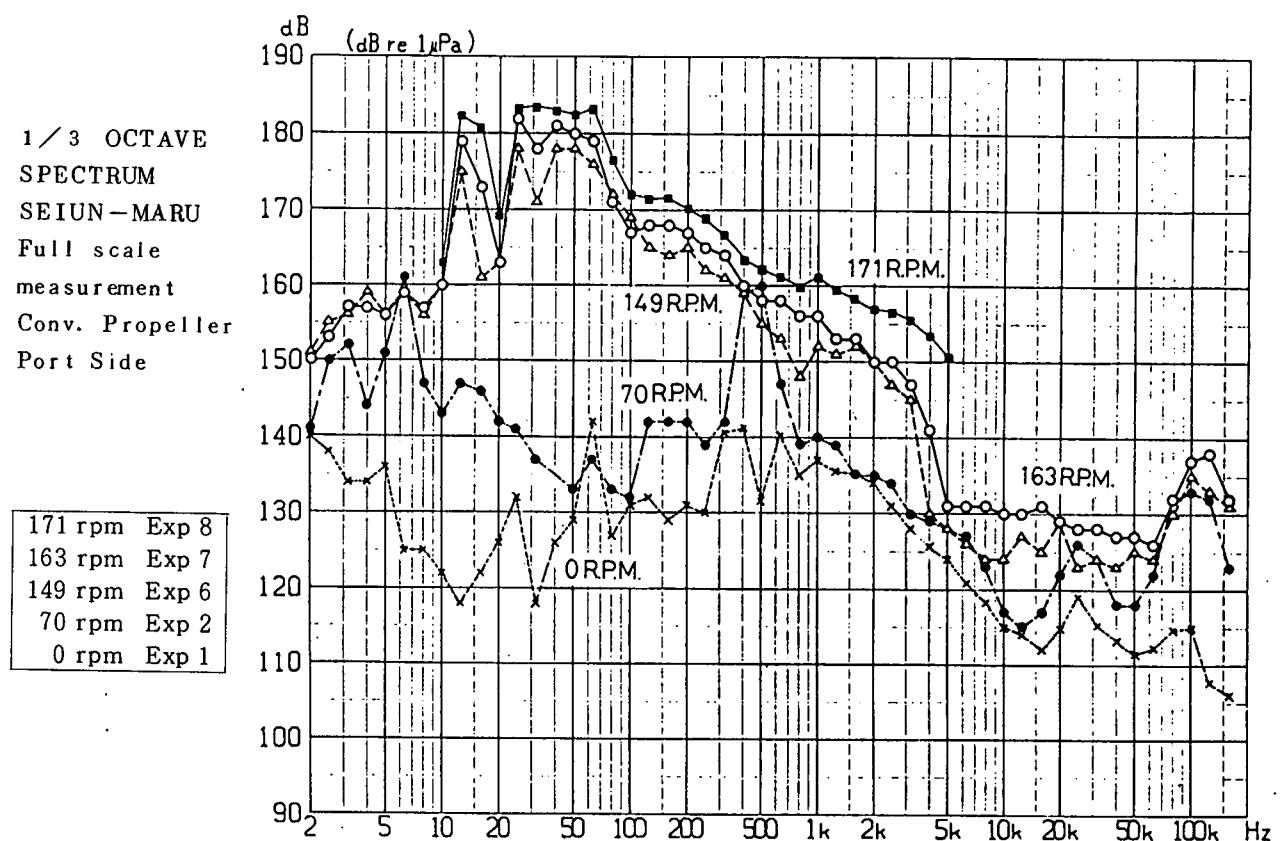


図 3.3.8.2

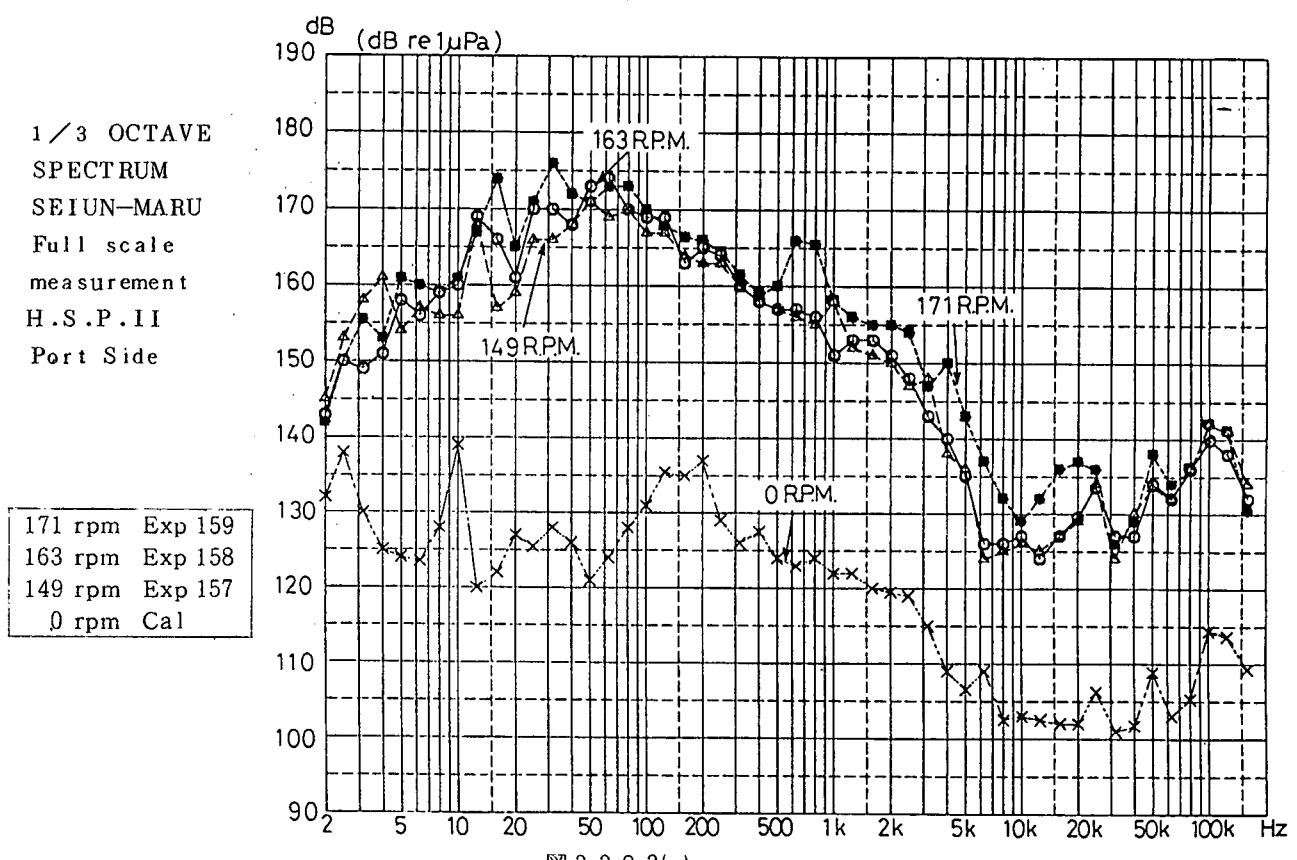
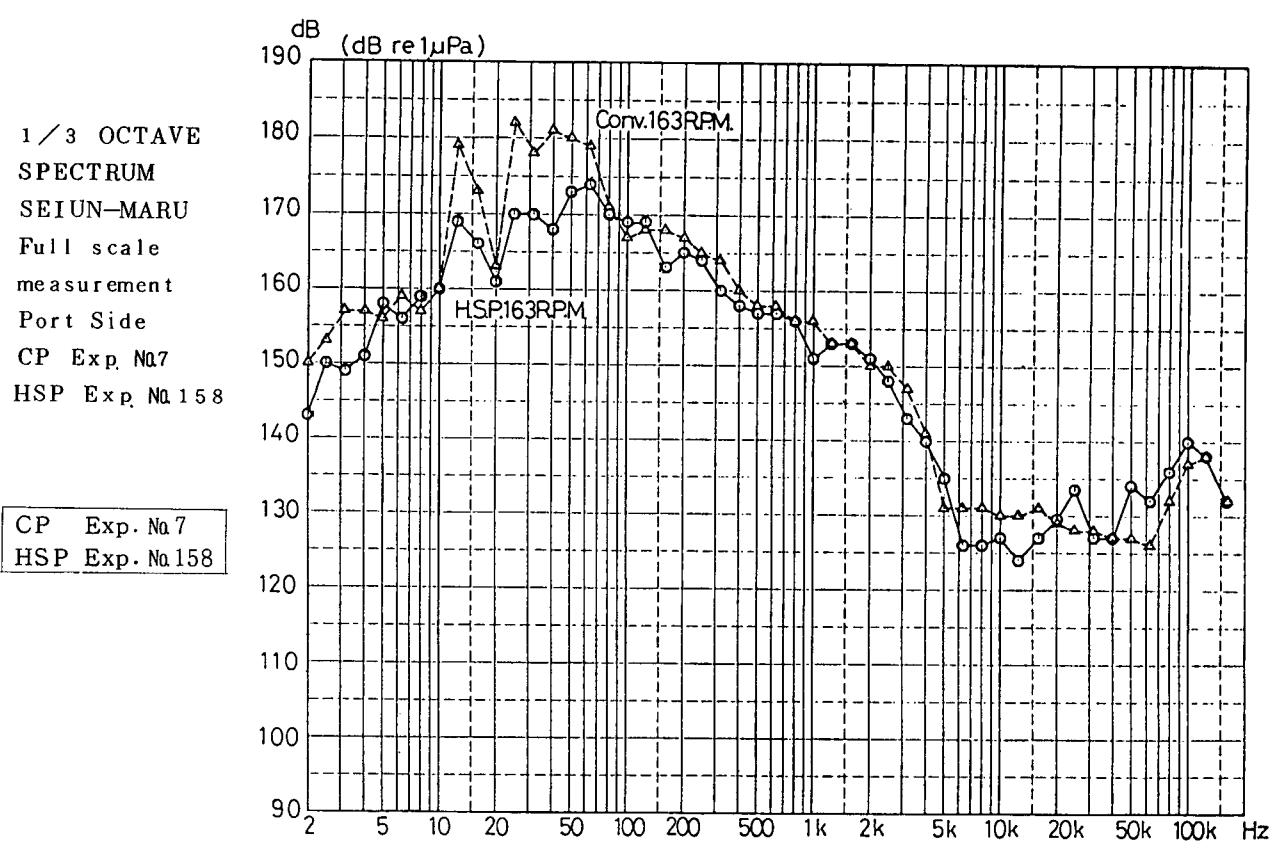
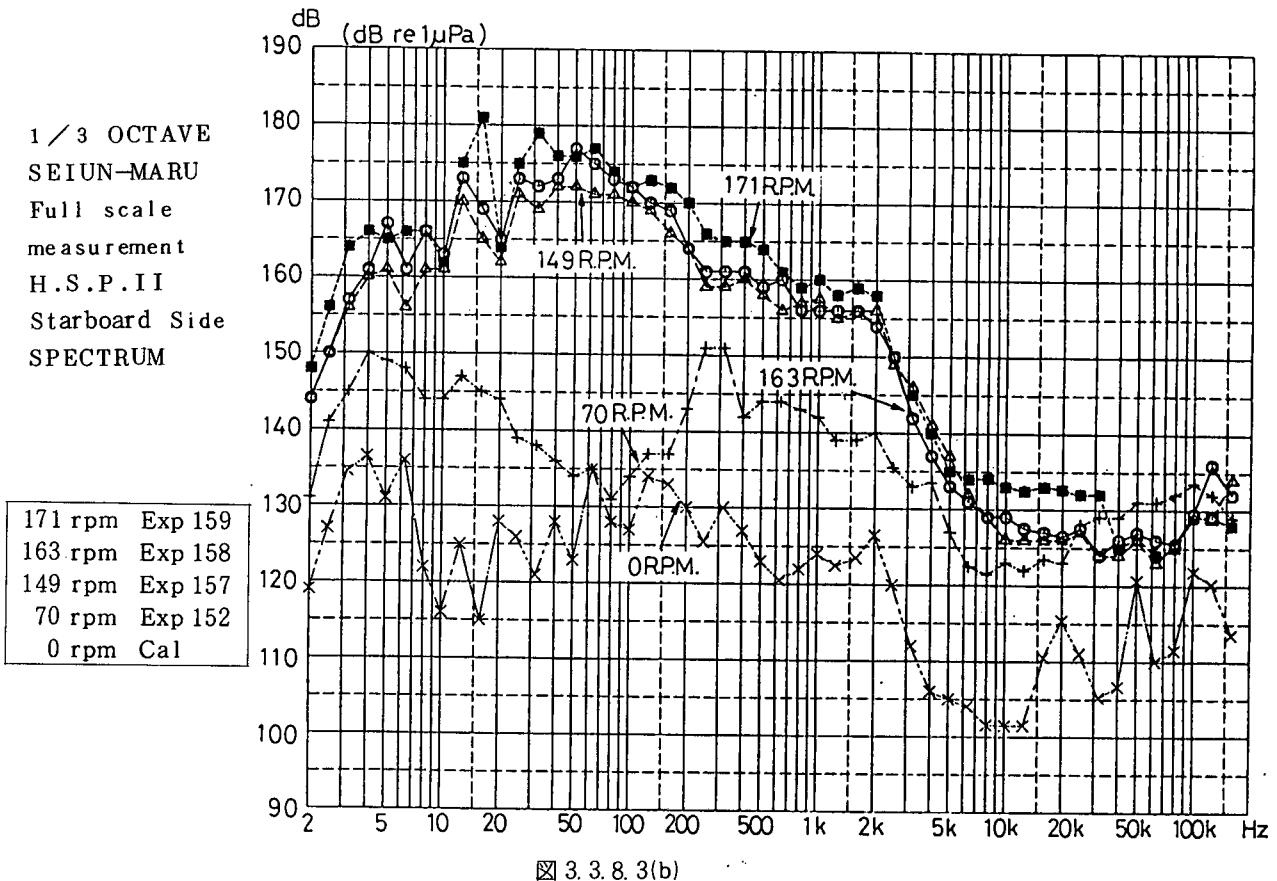


図 3.3.8.3(a)



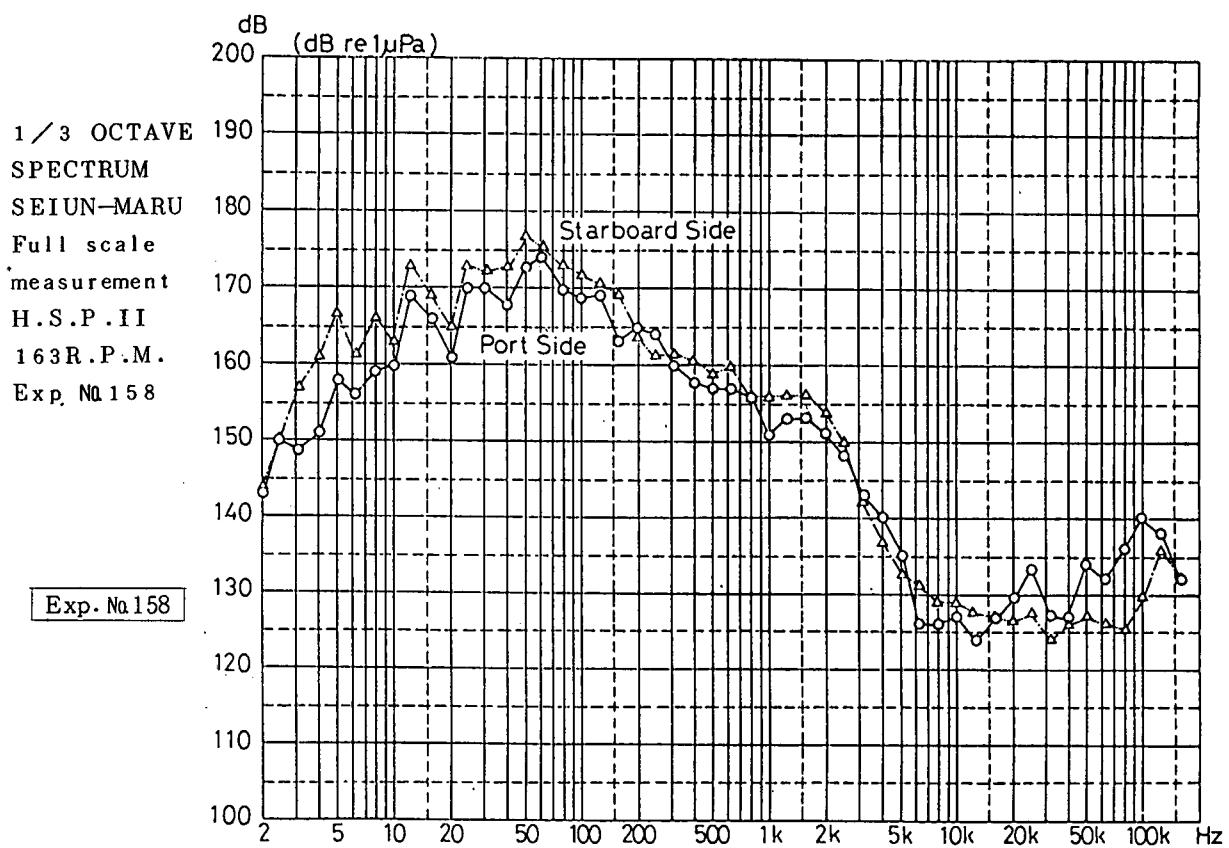


図 3.3.8.5

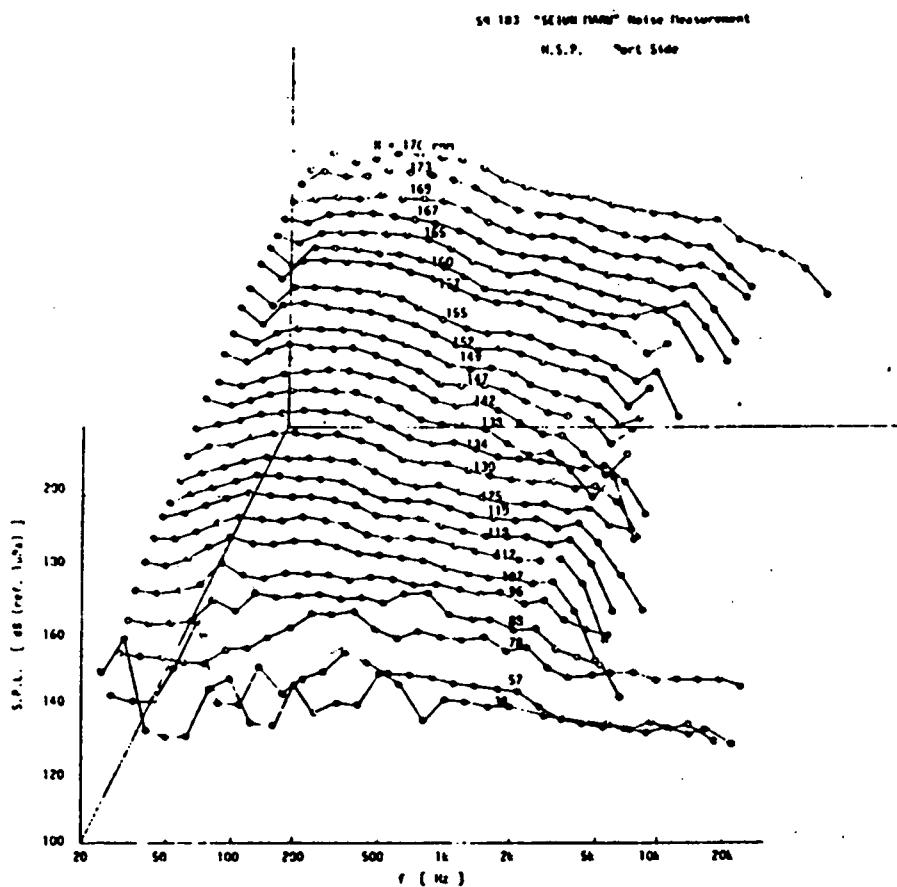


図 3.3.8.6(a)

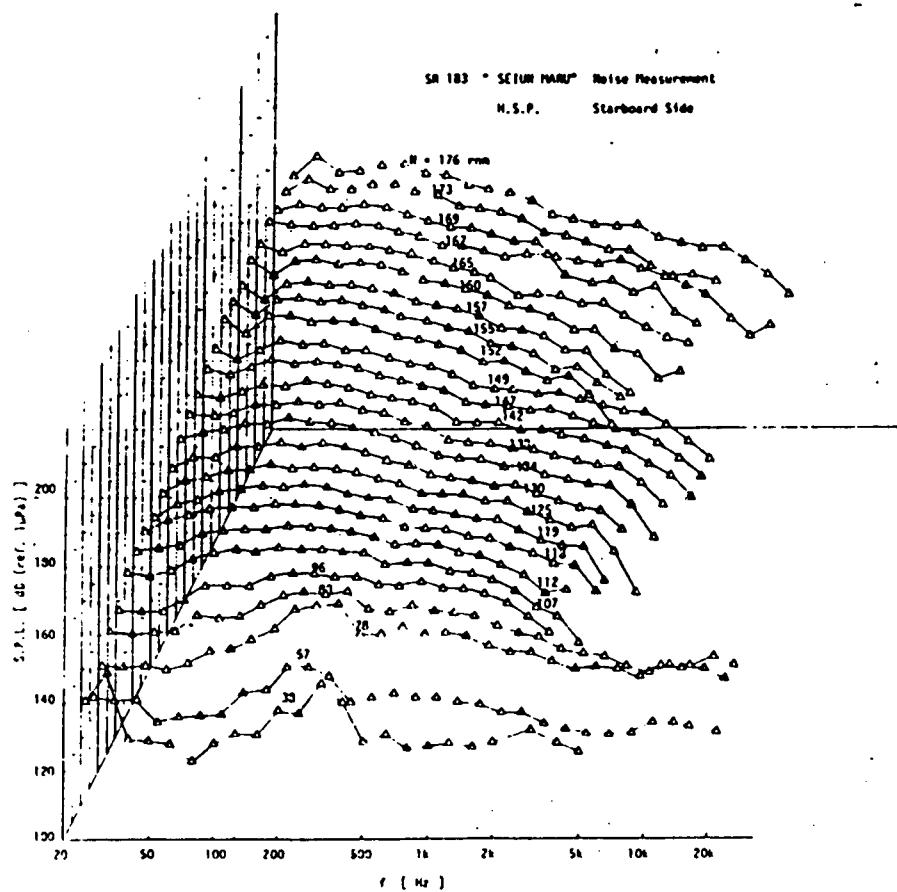


図 3.3.8.6(b)

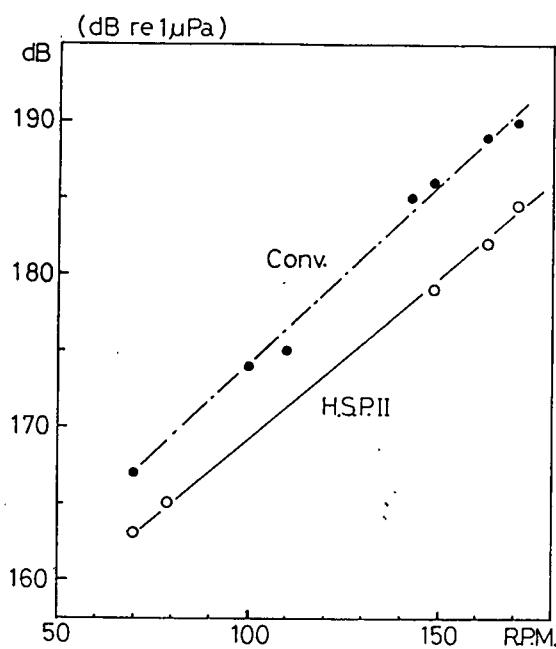


図 3.3.8.7 主機回転数に対する Over All 値の比較

3.3.9 翼応力の計測

日本海事協会担当

3.3.9.1 計測位置および計測方法

図 3.3.9.1 および 3.3.9.2 に示す強度計算により応力が最大になると思われる位置に(各プロペラの E 翼に 2 点)ひずみゲージ(アクティピゲージ)を貼付し、これらのリード線をボンネットのグリース注入プラグ部より船内に取り入れ、プロペラ軸テーパ部端面に貼付したダミーゲージとブリッジ回路を構成した後、ブリッジ出力端子からのリード線をプロペラ軸の中空孔を通してプロペラ軸フランジ部より軸上に出した。計測は FM テレメータ方式を採用し、出力をデータレコーダに記録した。なお HSP の翼応力は計測途中でゲージの絶縁不良をおこしたため軸回転数 113 rpm 以下の数回転しか実測できなかったので、再度計測する予定である。

3.3.9.2 計測結果

図 3.3.9.3 に CP および HSP の E 翼(0.3 R)における実測最大主応力の平均値 $\bar{\sigma}_1, \text{mean}$ を示す。110 rpmにおいて、CP が $2.3 \text{ kg}/\text{㎟}$ 対し HSP が $1.7 \text{ kg}/\text{㎟}$ と小さくなっている。図 3.3.9.4 に CP(0.3 R)の 164 rpm における最大主応力およびその方向(計測点と軸中心を結ぶ直線を基準にして舟尾より見て反時計まわりを正とする、図 3.3.9.1 参照)のプロペラ回転角(G.L. と船体中心線のなす角で、船尾より見て時計まわりを正とする)による変化の様子を示す。プロペラ一回転における最大主応力の最大値 $\sigma_{1, \text{max}}$ は $9.3 \text{ kg}/\text{㎟}$ 、最小値 $\sigma_{1, \text{min}}$ は $2.9 \text{ kg}/\text{㎟}$ 、変動値 $\sigma_{1, \text{p-p}} (\sigma_{1, \text{max}} - \sigma_{1, \text{min}})$ は $6.4 \text{ kg}/\text{㎟}$ を示し、また最大主応力の方向の平均値は -12.6° となっている。つぎに CP と HSP の最大主応力波形を比較するため、110 rpm における CP および HSP の最大主応力に関する同様な図をそれぞれ図 3.3.9.5 および 3.3.9.6 に示す。これらの図から次のことが言える。(1) CP と比べて HSP は翼応力変動を平滑化する傾向にある。例えば 110 rpm で $\sigma_{1, \text{p-p}} / \sigma_{1, \text{mean}}$ の比はそれぞれ 1.2 (CP) および 0.6 (HSP) となっている。この結果は CP と HSP の幾何学的な形状の違いにより、各半径における翼素間の船尾伴流の High Wake Zone を通過する相対的な時間が異なることからも定性的に推定できる。(2) 最大主応力が最大となるのは CP, HSP ともにプロペラチップクリアランスがほぼ最小になる近傍

で発生している。(3)図3.3.9.5, 3.3.9.6の計測点における最大主応力の方向は、それぞれCPでは常に前縁側に向いている(平均-15.4°)のに対し、HSPでは後縁側に向いている(平均8.2°)。

なお、図示していないが、ほかの翼応力計測点CP-0.4R-55% (前縁より55%), HSP-0.3R-37.5%の最大主応力の平均値はそれぞれのプロペラにおける計測点CP-0.3R-57%およびHSP-0.3R-90% の平均値より小さい。

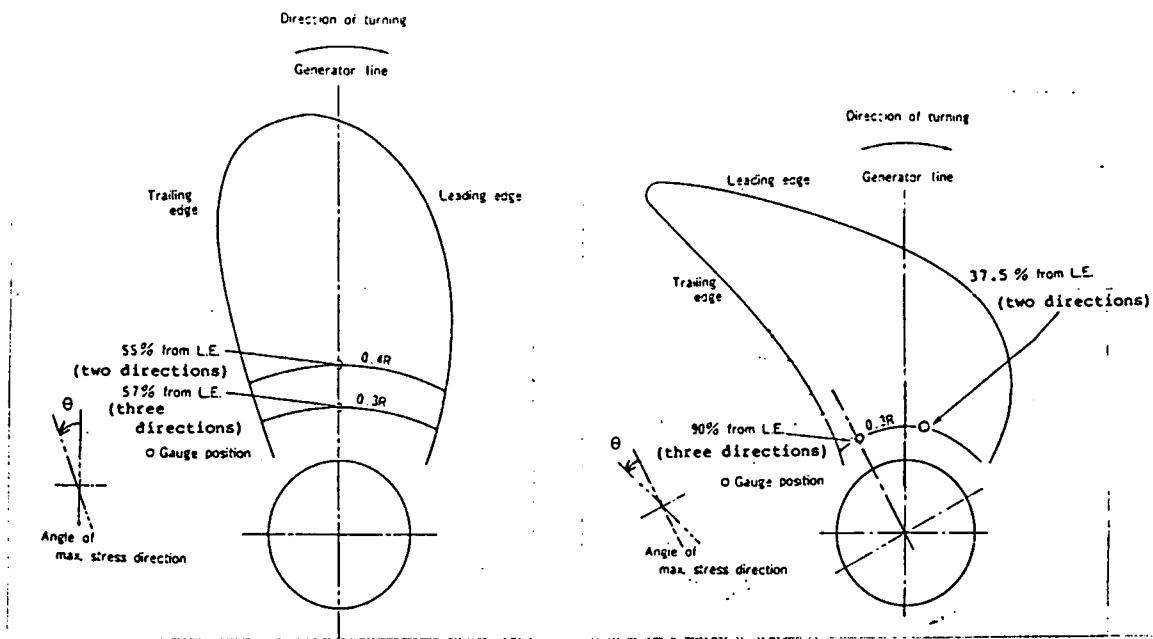


図 3.3.9.1 CP のひずみゲージ貼付位置
(E翼, 圧力面)

図 3.3.9.2 HSP のひずみゲージ貼付位置
(E翼, 圧力面)

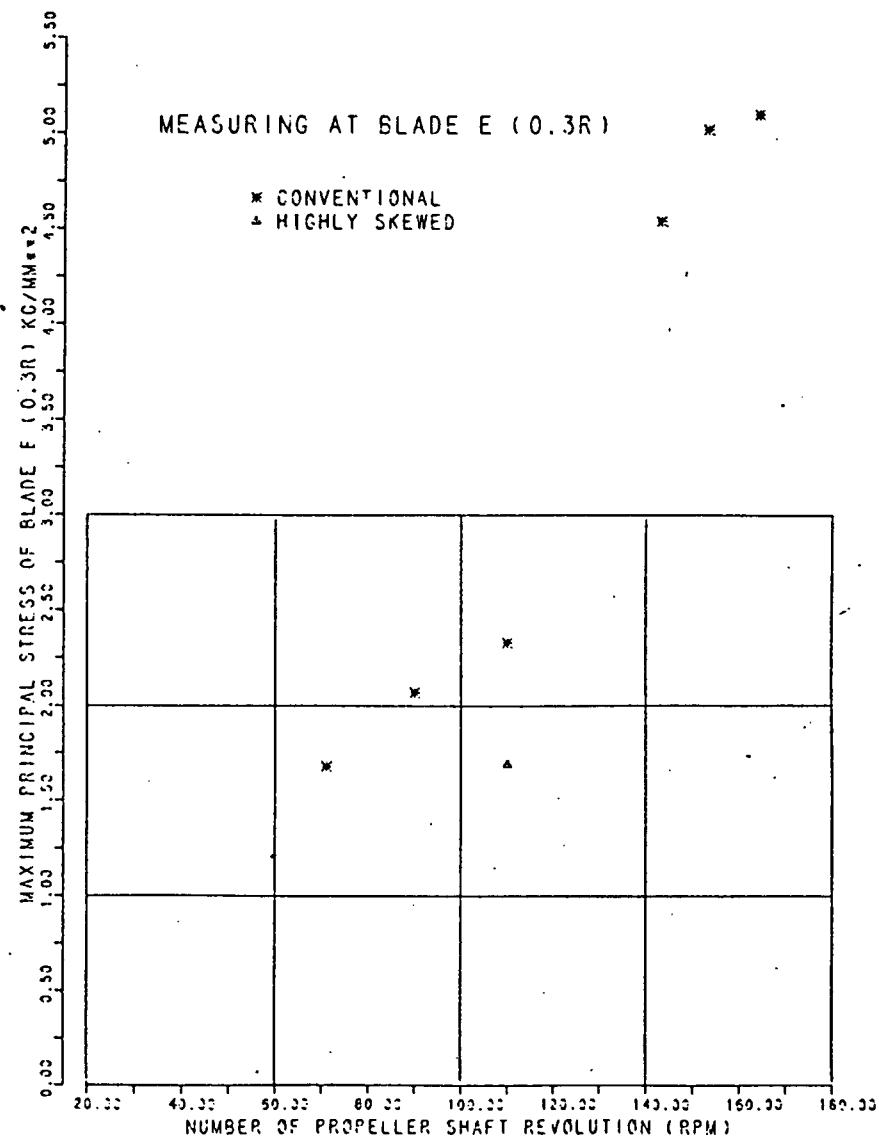


図 3.3.9.3 E翼(0.3R)における実測最大主応力平均値(CP前縁より57%, HSP前縁より90%)

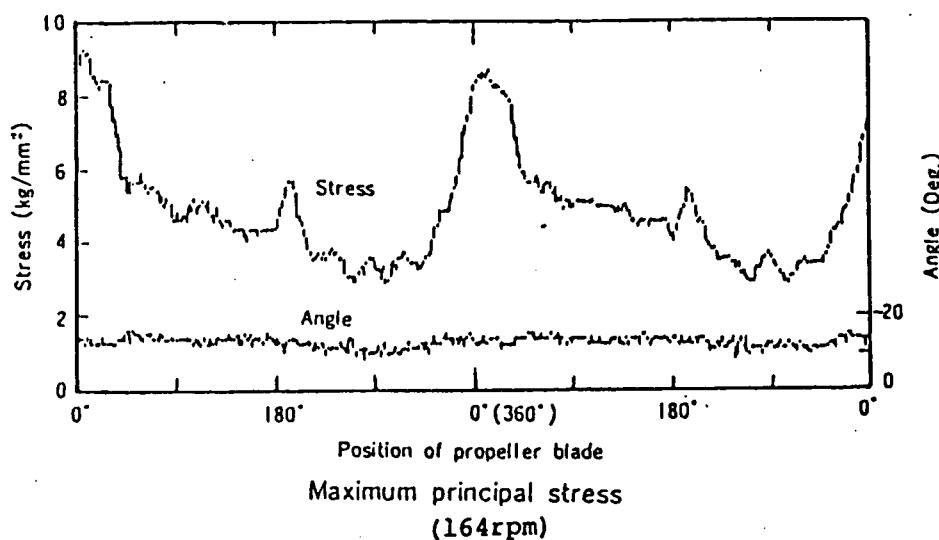


図 3.3.9.4 CP の 0.3 R 前縁より 37% 翼弦位置における最大主応力実測値

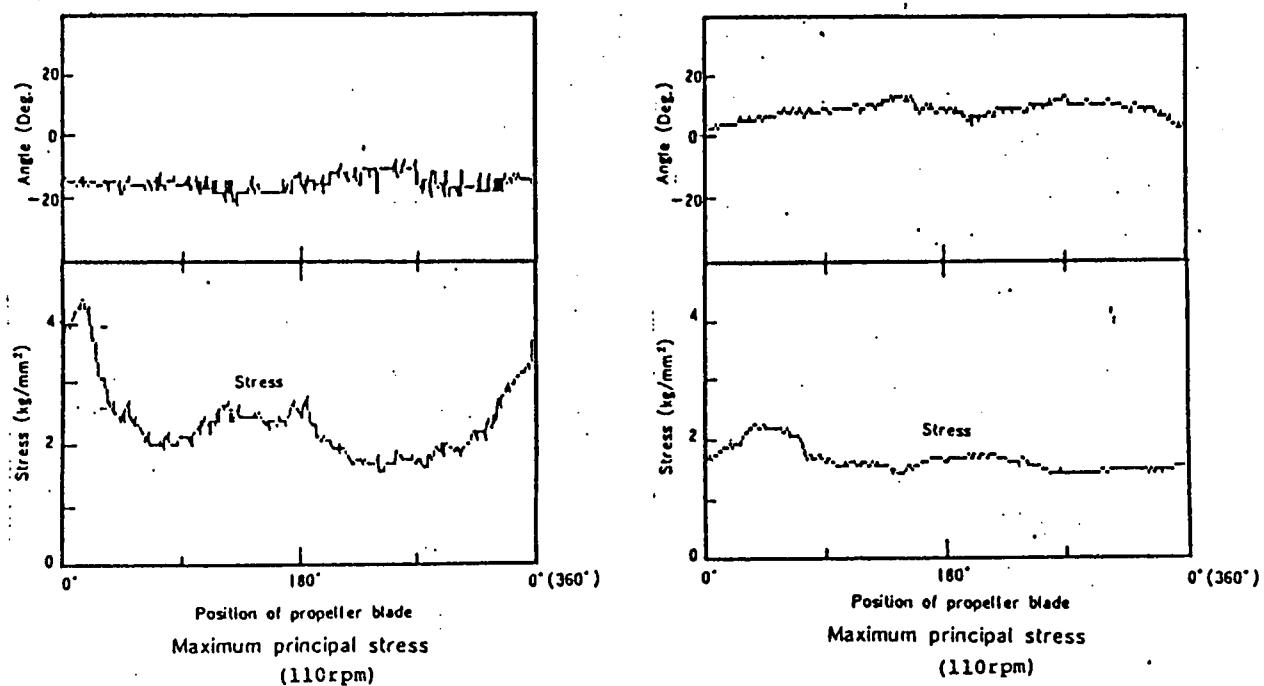


図 3.3.9.5 CP の 0.3 R 前縁より 57% 翼弦位置における最大主応力実測値

図 3.3.9.6 HSP の 0.3 R 前縁より 90% 翼弦位置における最大主応力実測値

3.3.10 軸力の計測

日本海事協会担当

3.3.10.1 計測位置および計測方法

軸力の計測は中間軸にひずみゲージを貼付し、FMテレメータによりスラスト変動およびトルク変動の計測出力をデータレコーダに記録した。なおCPにおけるスラスト変動は計測機器故障のため計測することができなかった。

3.3.10.2 計測結果

図3.3.10.1, 3.3.10.2にそれぞれCPおよびHSP装着時の中間軸におけるねじり振動付加応力および主軸馬力の実測値を示す。HSP装着時の図3.3.10.2において、38 rpm, 88 rpm, 119 rpm, および134 rpmにおける応力変動のピークはそれぞれねじり振動のI節7次, I節3次, II節11次およびII節10次のねじり共振点に対応している。CP装着時のねじり振動特性は共振点を避けて計測したため、図3.3.10.1では判明できないが、ガイゲル振動計によるねじり振動計測結果(CPおよびHSP)を合せて考慮すると、ねじり振動特性(共振点、ピーク値等)の装着プロペラの違いによる影響は認められなかった。

図3.3.10.3にHSP装着時のスラスト変動付加応力を示す。図からスラスト変動の3次, 10次成分の分布状態はそれぞれトルク変動の対応する成分の分布に類似しており、またシャフトフォースと関係のあるスラスト変動の5次成分は軸回転数の上昇とともに大きくなっている。

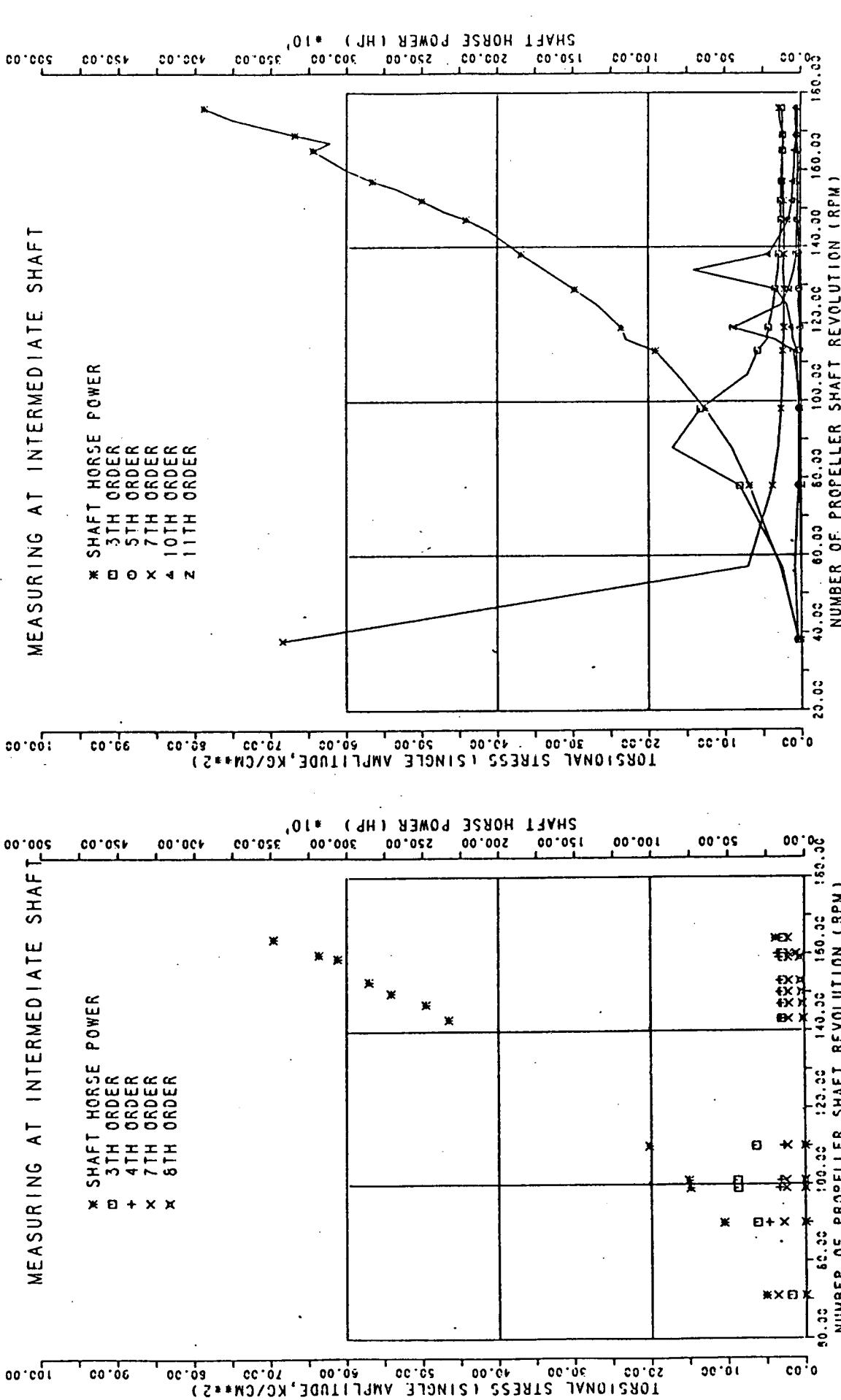


図 3.3.10.1 中間軸におけるねじり振動付加応力および
主軸馬力の実測値(CP, 実験番号 20 - 31)

図 3.3.10.2 中間軸におけるねじり振動付加応力および
主軸馬力の実測値(HSP, 実験番号 101 ~ 125)

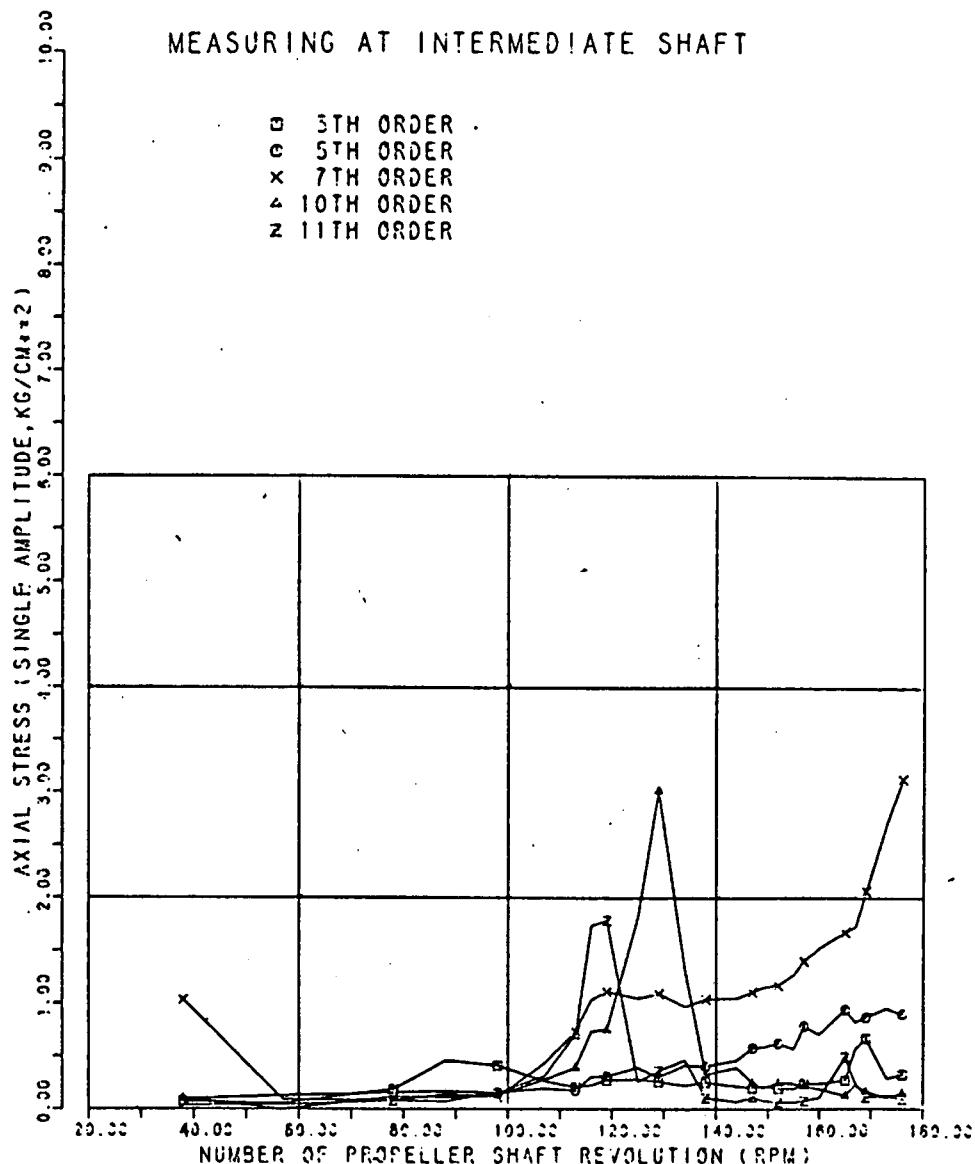


図 3.3.10.3 中間軸におけるスラスト変動付加応力
(HSP, 実験番号 101～125)

3.3.11 船体振動の計測

日本海事協会担当

3.3.11.1 船体振動の計測

圧電型およびサーボ型の振動計測用加速度ピックアップを使用し、図3.3.11.1に示す計測位置および方向の加速度を計測した。

3.3.11.2 計測結果

図3.3.11.2～3.3.11.7はそれぞれCPまたはHSP装着時の操舵機室甲板A点における上下、水平、前後振動を示す。これらの図から特に上下、水平振動がHSPに換装したことによって50%以上減少したことがわかる。上甲板における振動についても同様な減少傾向を示す。その代表例として図3.3.11.8および図3.3.11.9に上甲板F点における上下方向振動を示す。

図3.3.11.10～3.3.11.17はそれぞれCPまたはHSP装着時の図3.3.11.1に示す全振動計測点の計測結果を示す。これらの図は図面の煩雑を避けるため、代表的な軸回転数(164 rpmなど)のみを記載し、また5 Gal以下の振動は記載しなかった。図から船尾部における各振動計測場所では、HSPに換装したことにより上下、水平振動が大幅に減少したことがわかる。

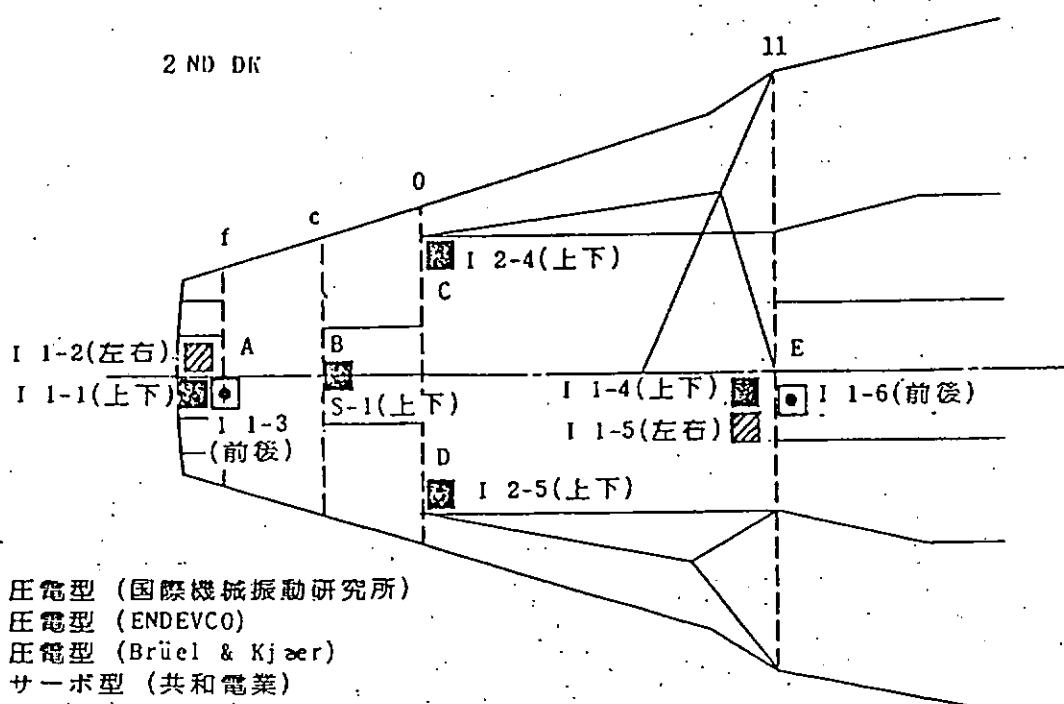
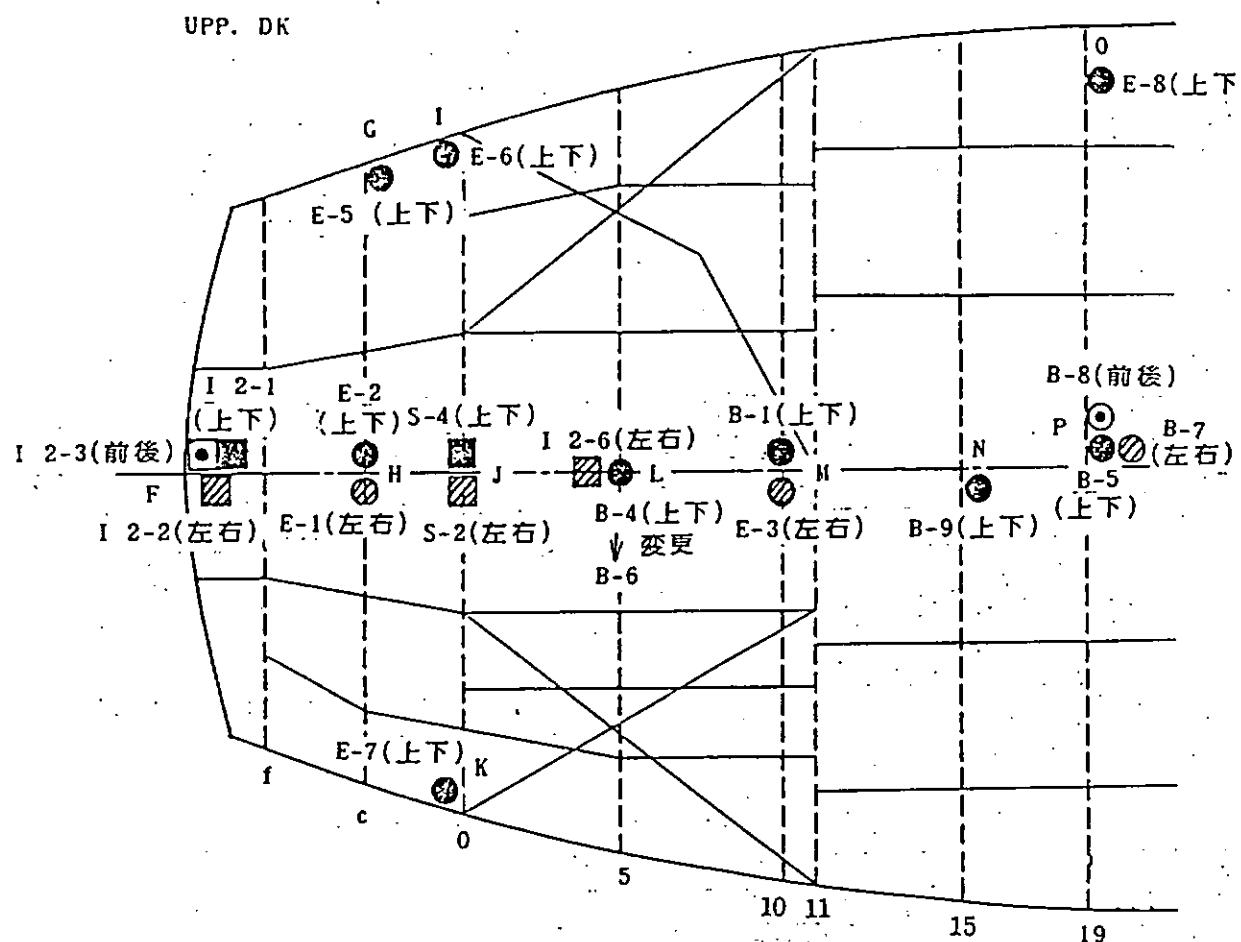


図 3.3.11.1 青雲丸加速度計取付位置

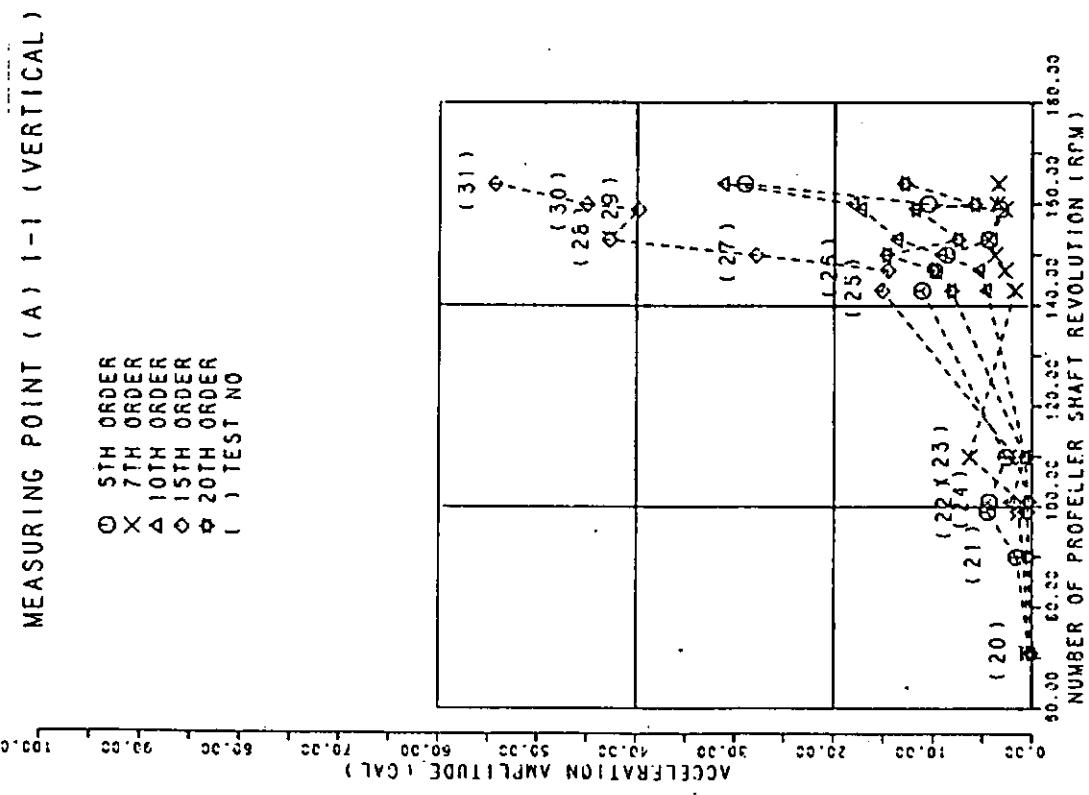


図 3.3.11.2 操舵機室甲板 A 点における上下振動 (CP, 実験番号 20-31)

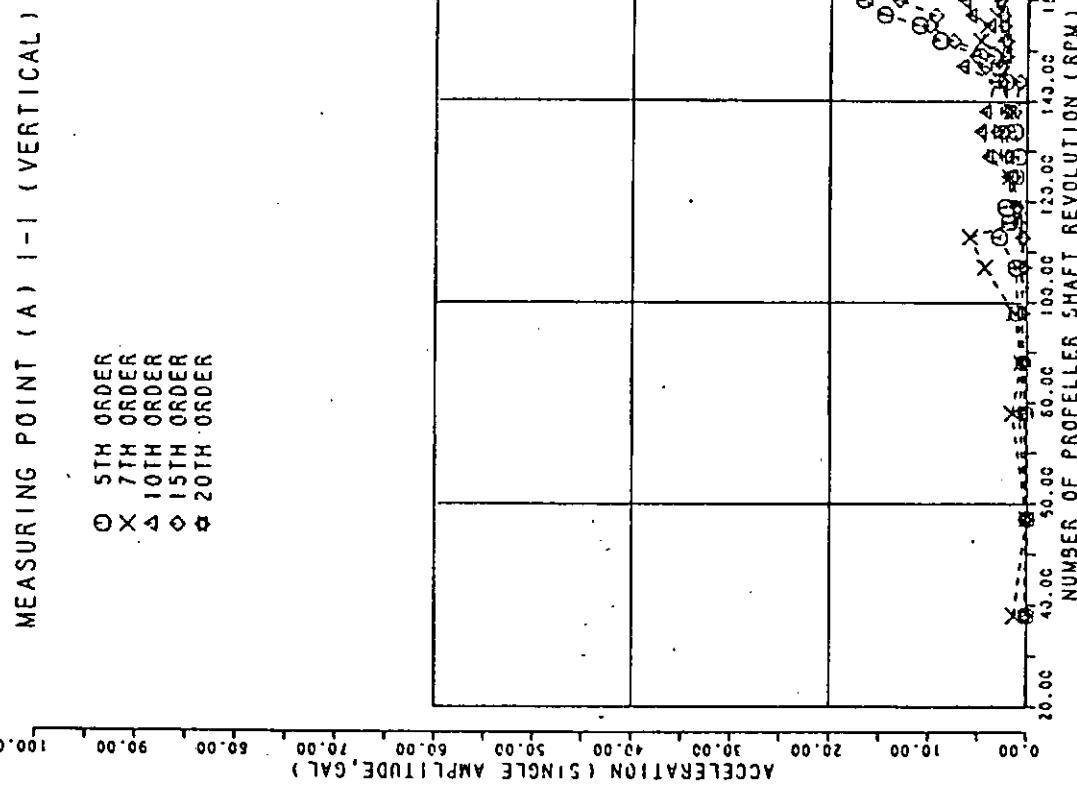


図 3.3.11.3 操舵機室甲板 A 点における上下振動 (HSP, 実験番号 101-125)

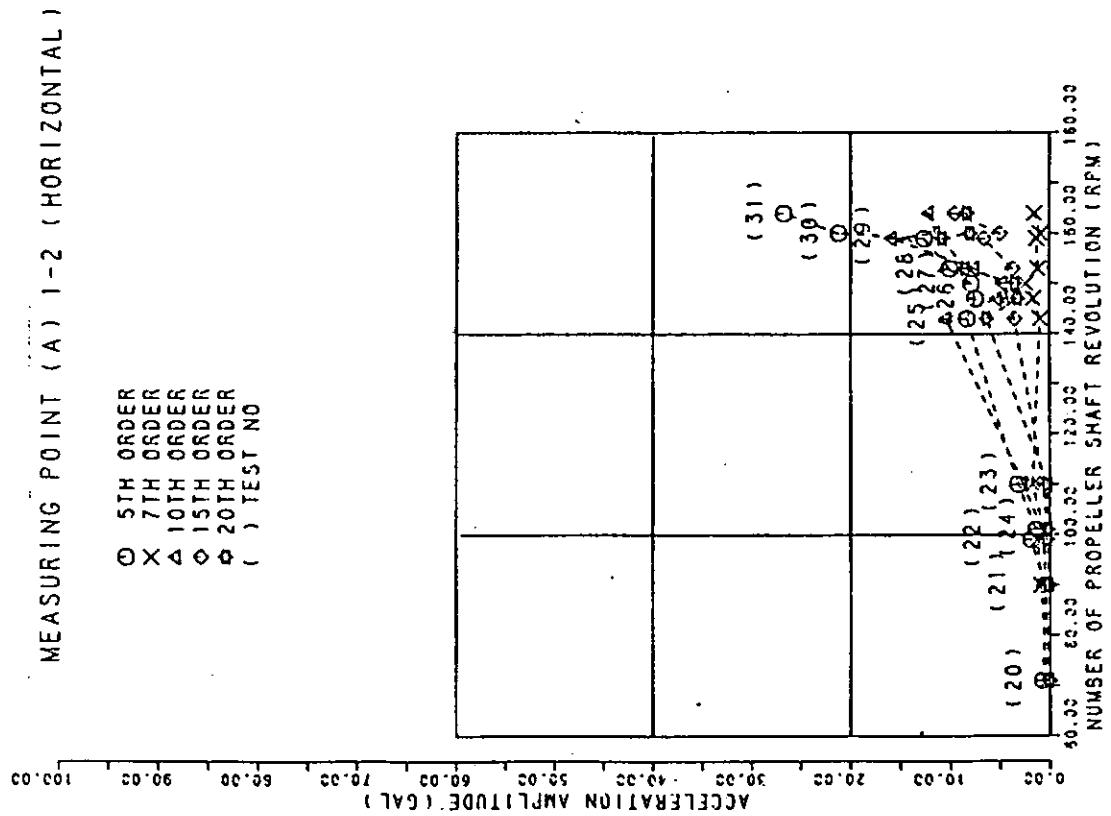


図 3.3.11.4 操舵機室甲板 A 点における水平振動 (CP, 実験番号 20 - 31)

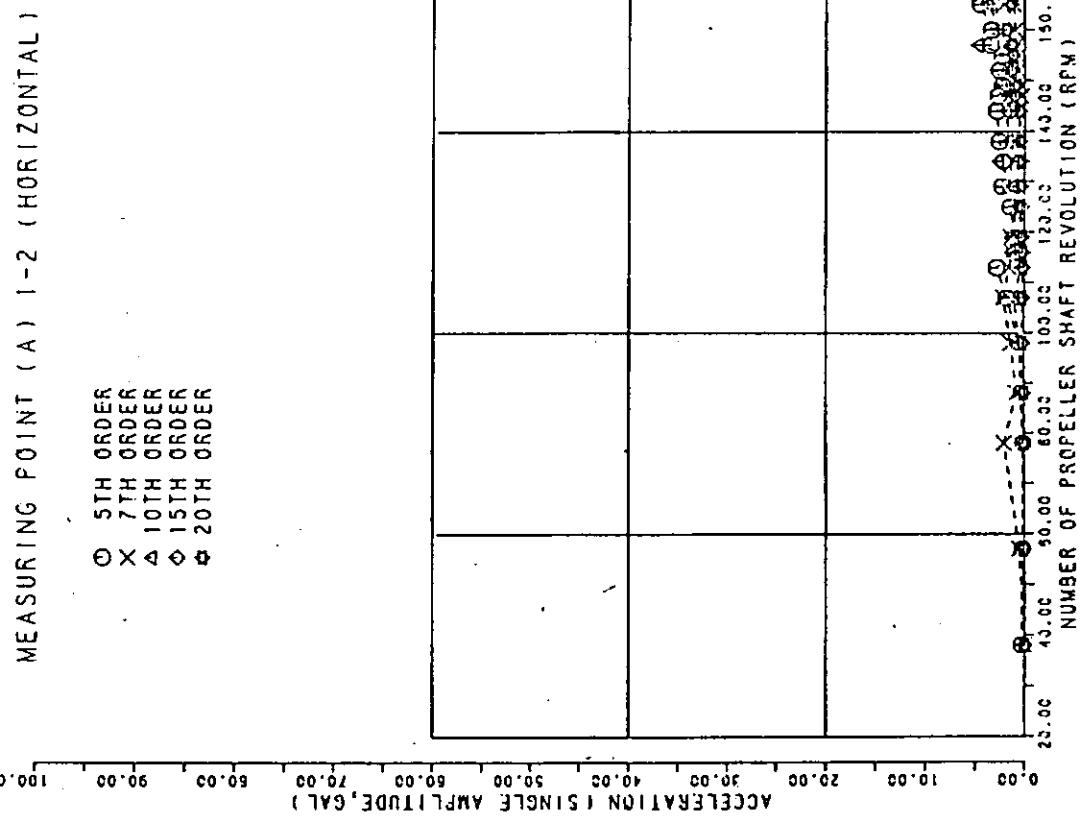


図 3.3.11.5 操舵機室甲板 A 点における水平振動 (HSP, 実験番号 101 - 125)

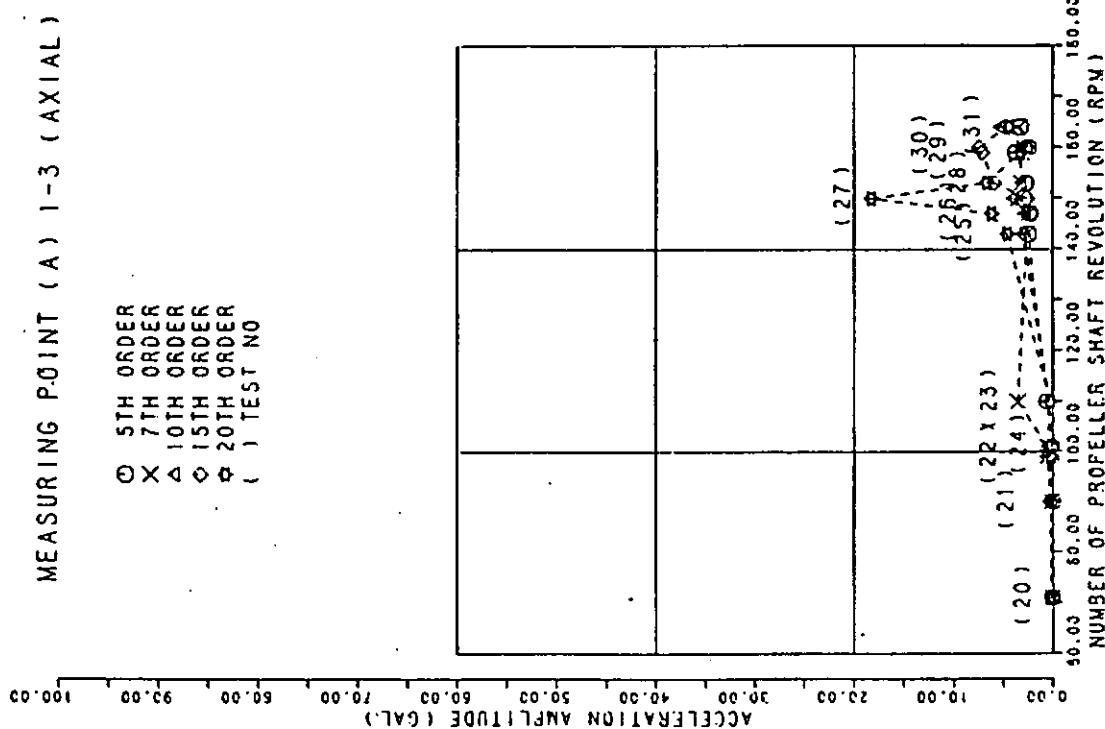


図 3.3.11.6 操舵機室甲板 A 点における前後振動(CP , 実験番号 20 - 31)

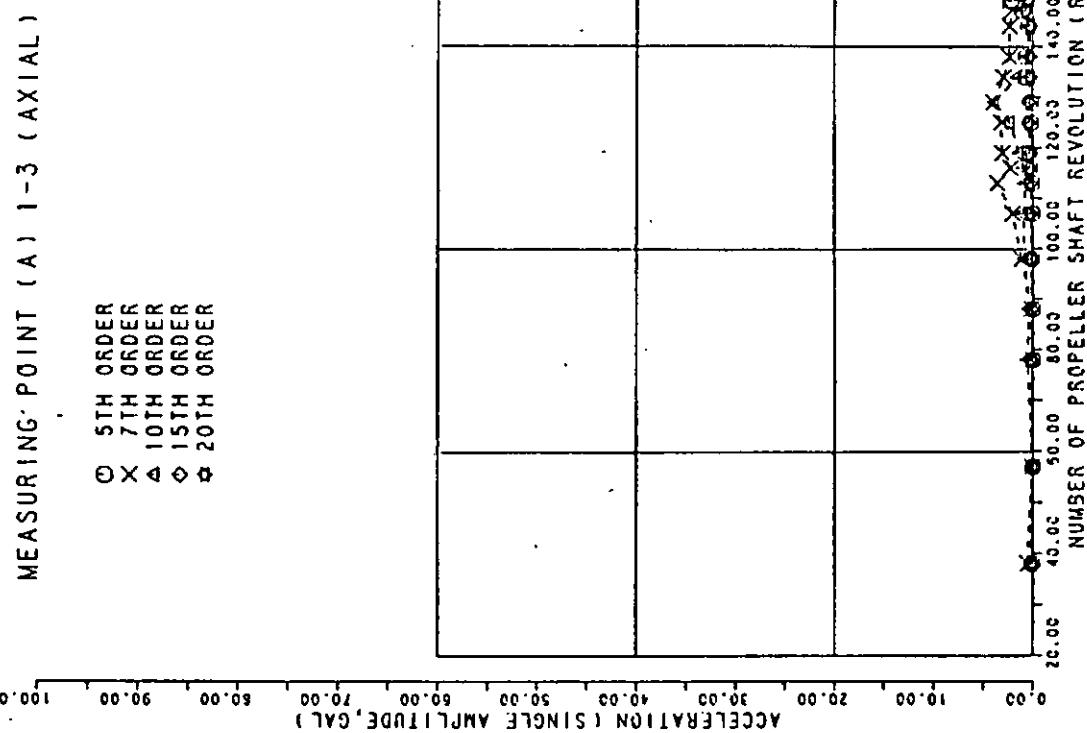


図 3.3.11.7 操舵機室甲板 A 点における前後振動(HSP , 実験番号 101 - 125)

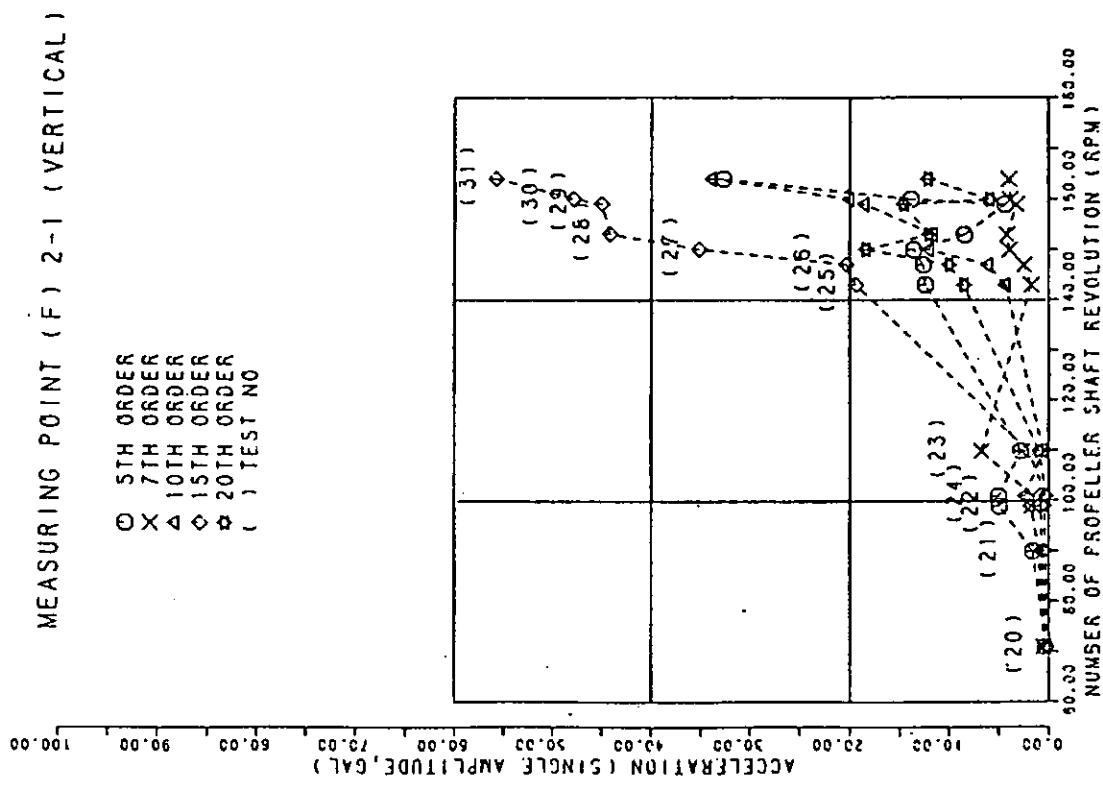


図 3.3.11.8 上甲板 F 点における上下振動(CP, 実験番号 20-31)

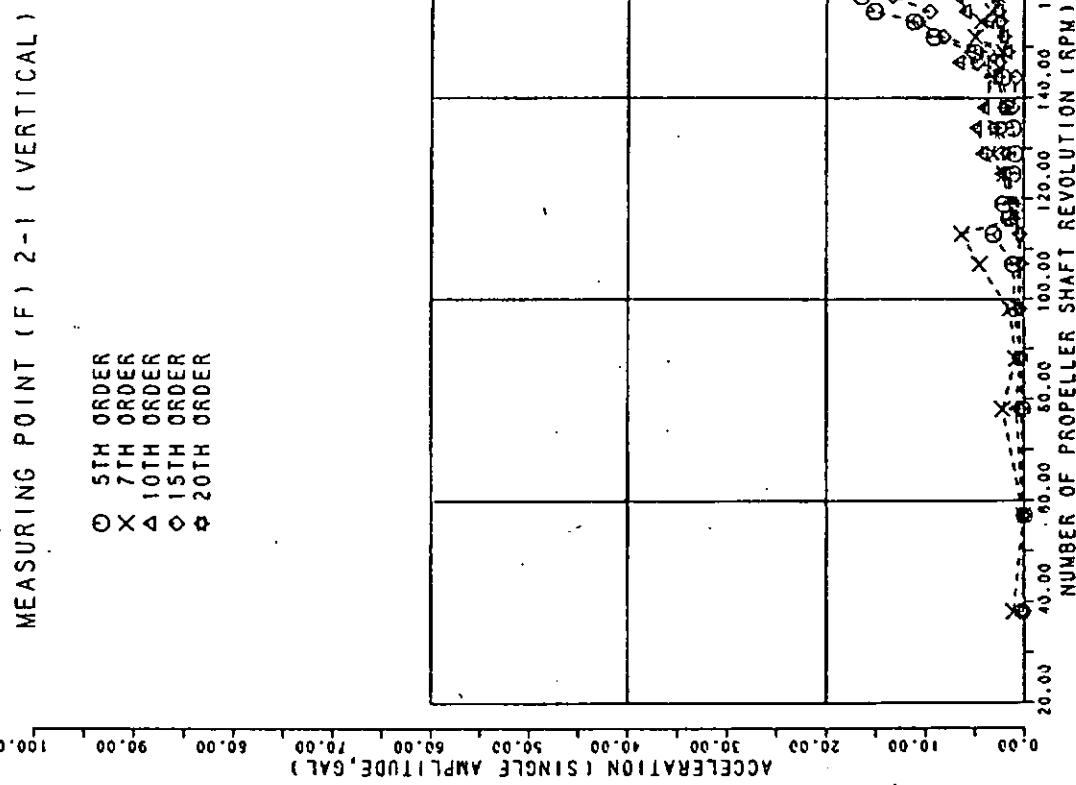


図 3.3.11.9 上甲板 F 点における上下振動(HSP, 実験番号 101-125)

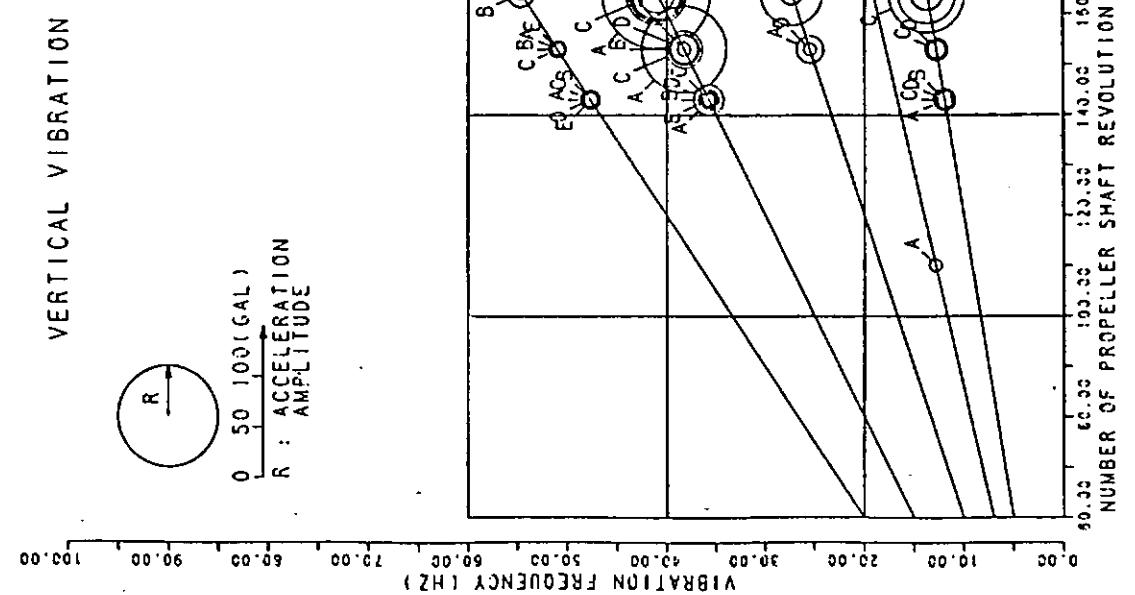


図 3.3.11.10 操舵機室甲板(A, B, C, D, E)の上下振動
(CP, 実験番号20-31)

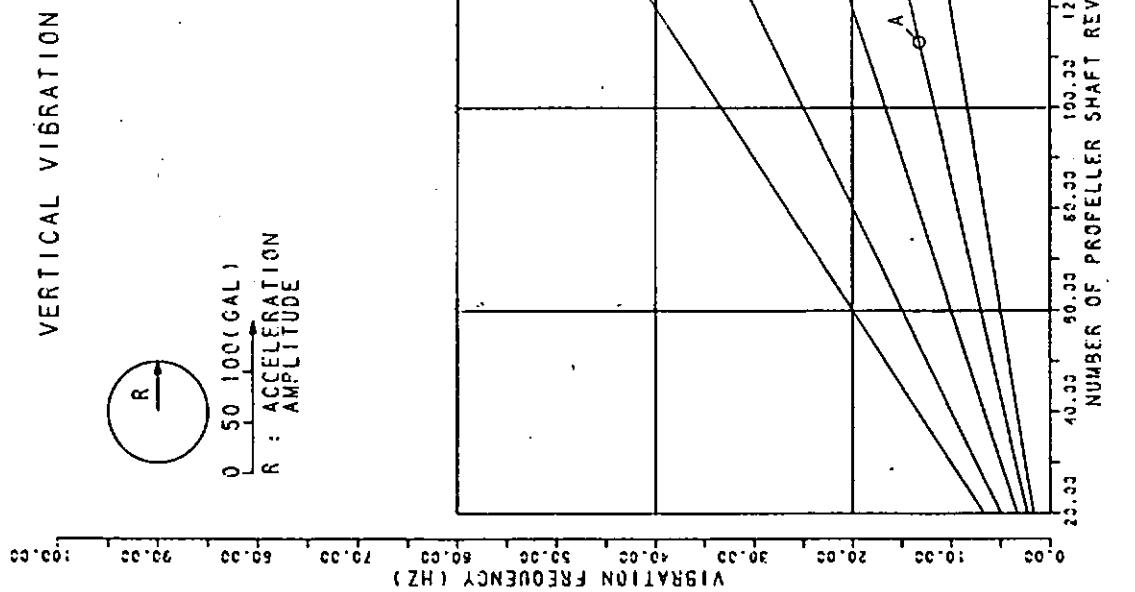
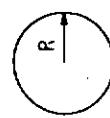


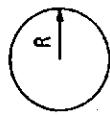
図 3.3.11.11 操舵機室甲板(A, B, C, D, E)の上下振動(HSP, 実験番号101-125)

VERTICAL VIBRATION

VERTICAL VIBRATION



0 50 100 (GAL)
R : AMPLITUDE



0 50 100 (GAL)
R : AMPLITUDE

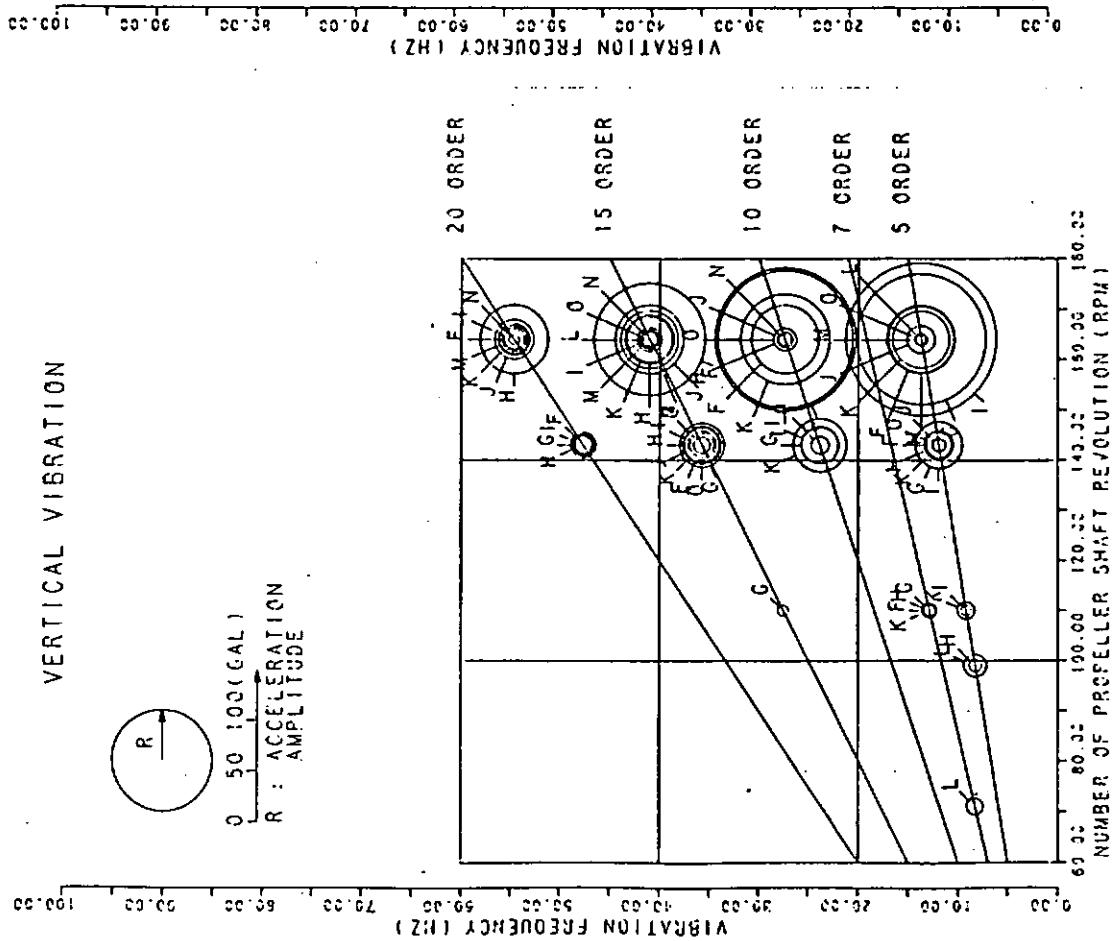


図 3.3.11.12 上甲板(F, G, H, i, J, K, L, M, N, O, P)の上下振動
(CP, 実験番号20-31)

(HSP, 実験番号101-125)

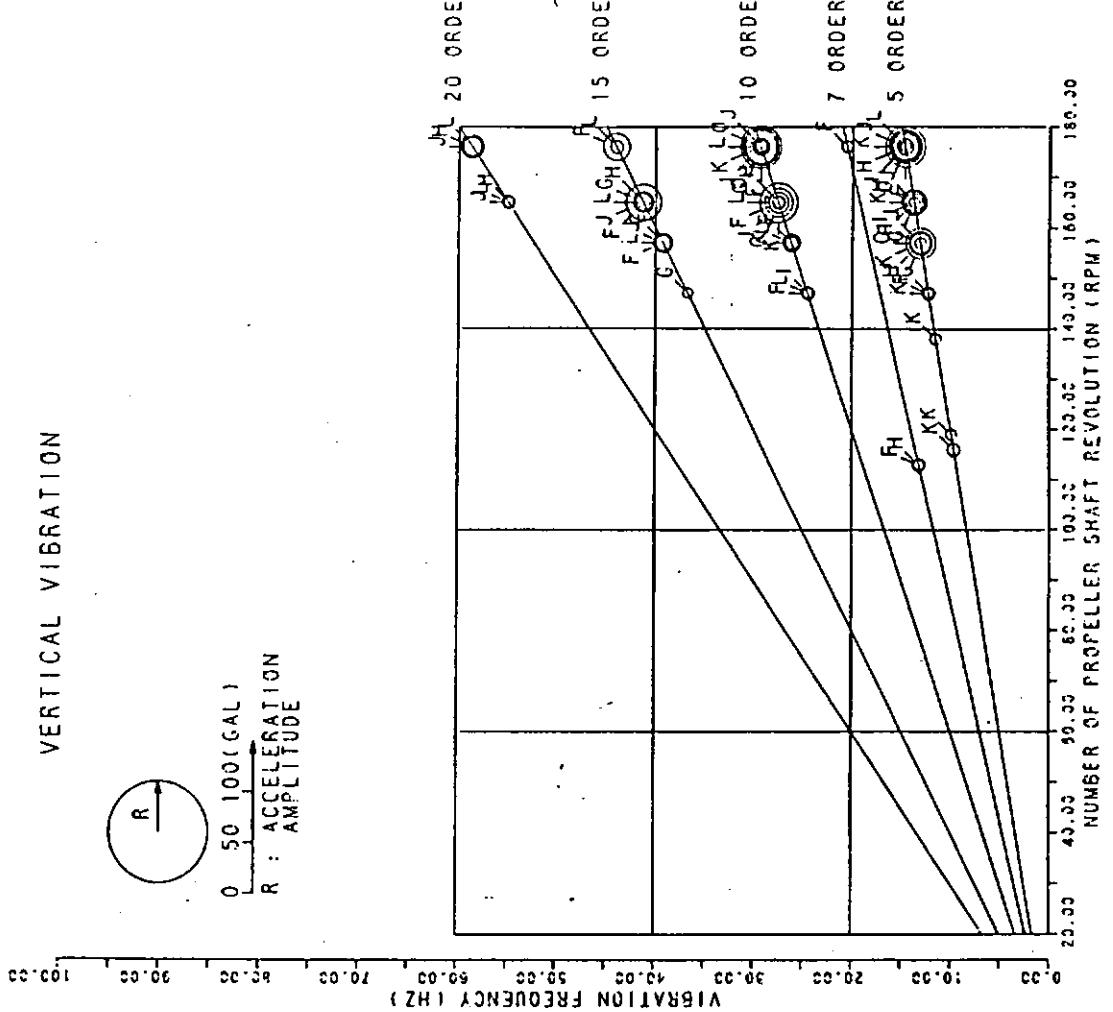


図 3.3.11.13 上甲板(F, G, H, i, J, K, L, M, N, O, P)の上下振動
(HSP, 実験番号101-125)

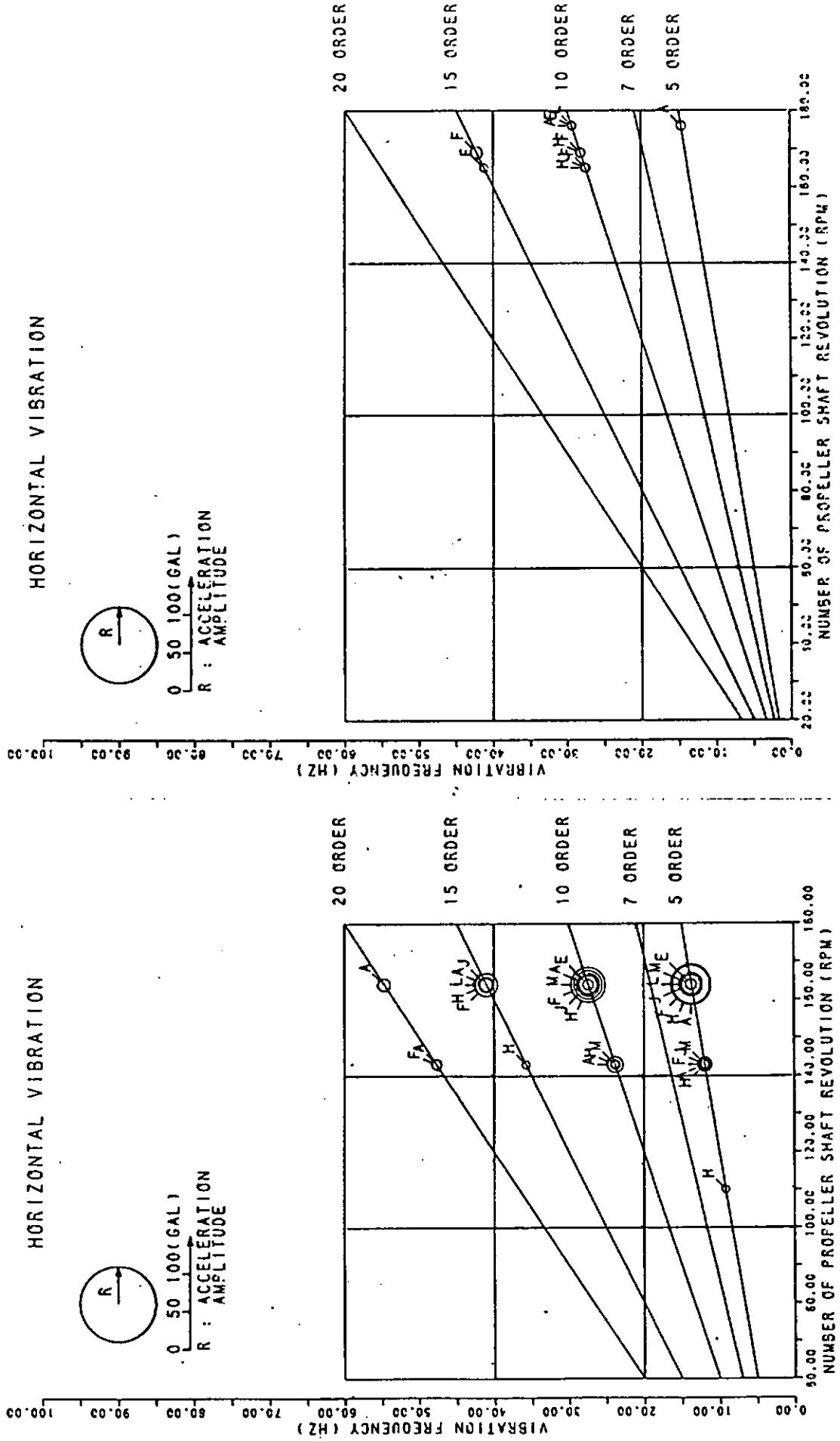


図 3.3.11.14 船尾部(A, E, F, H, J, L, M, P)の水平振動
(CP, 実験番号20 - 31)

図 3.3.11.15 船尾部(A, E, F, H, J, L, M, P)の水平振動
(HSP, 実験番号101 - 125)

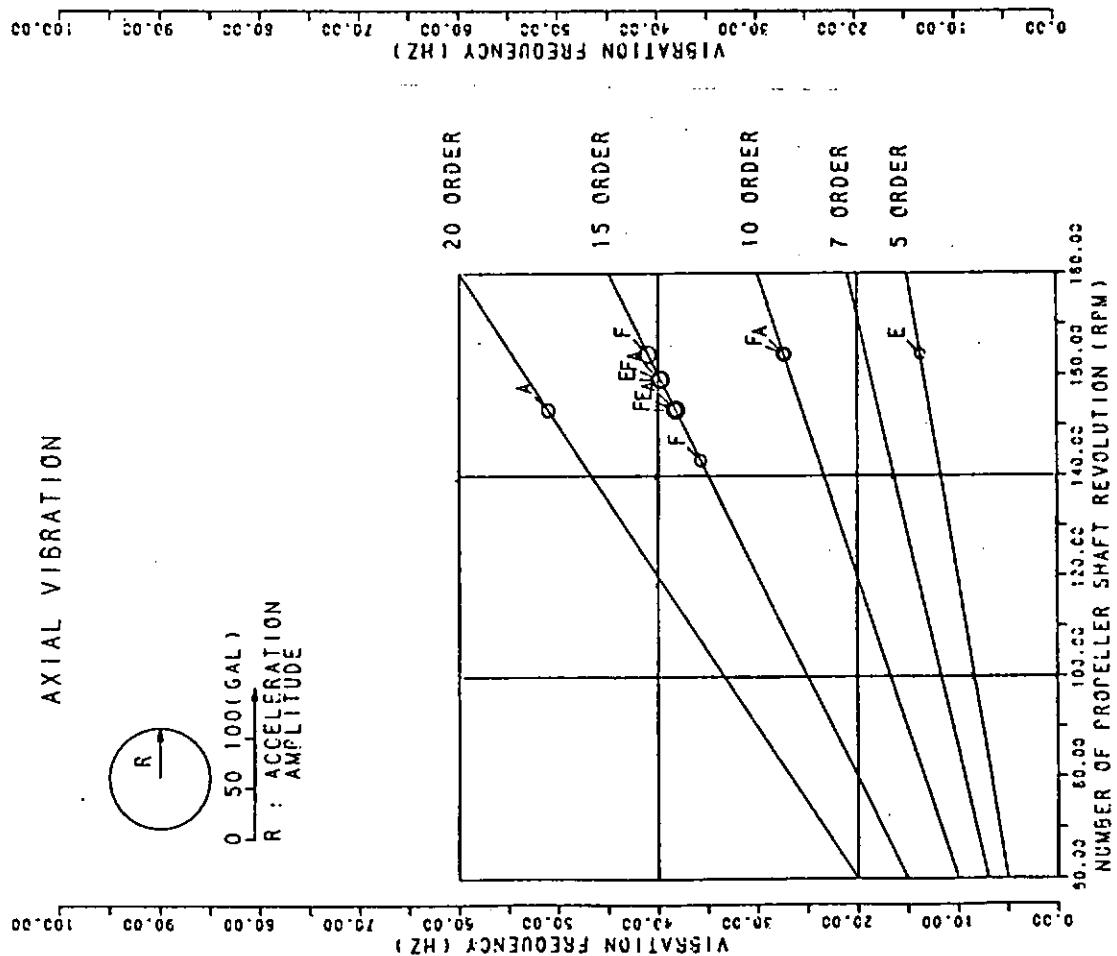
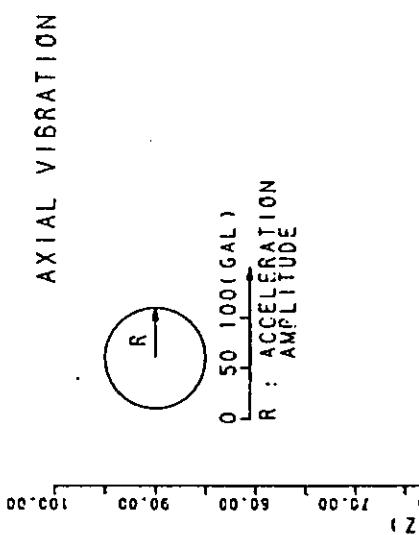


図 3.3.11.16 船尾部(A, E, F, P)の前後振動(CP, 実験番号20-31)

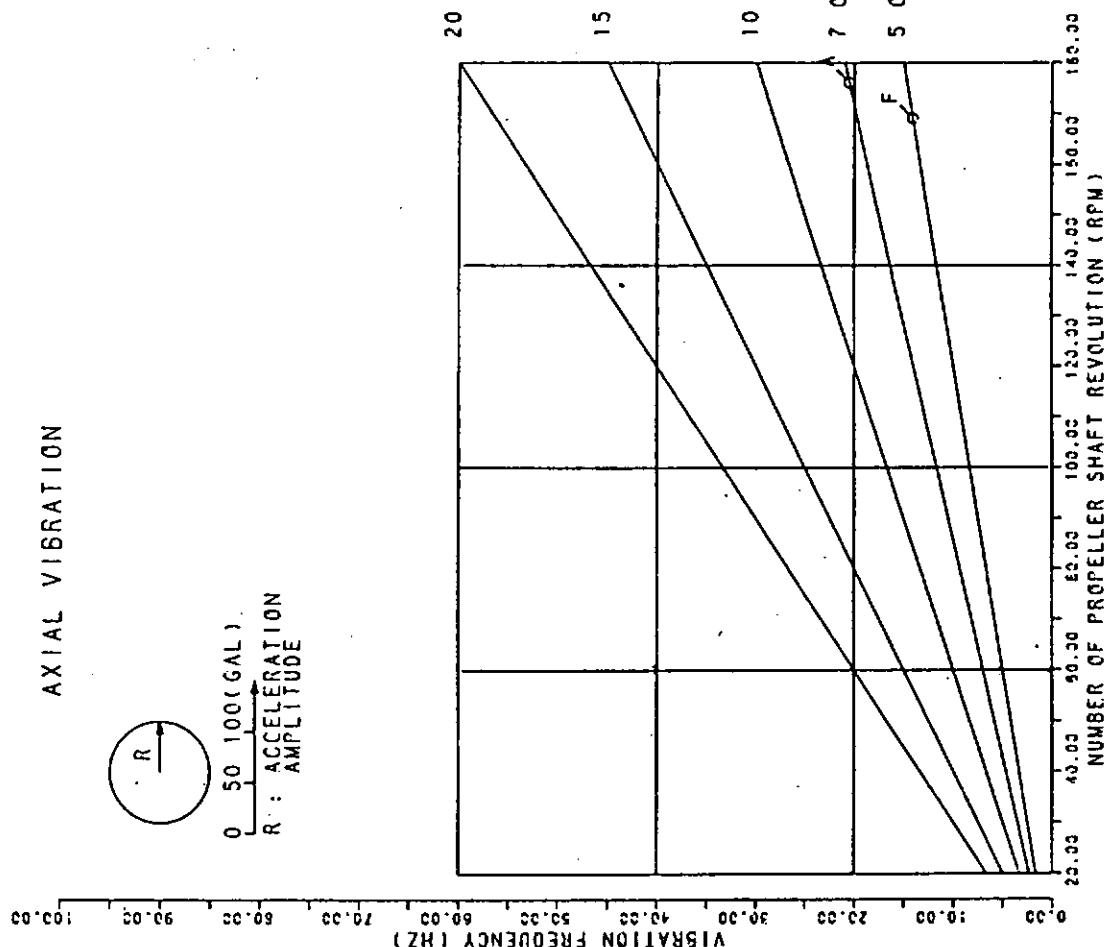


図 3.3.11.17 船尾部(A, E, F, P)の前後振動(HSP, 実験番号101-125)

3.3.12 船内騒音の計測

日本海事協会担当

CP装着時の第1次実船実験における船内騒音の計測は3.3.3に記載されている神戸回航時に行われ、HSP装着時の第2次実船実験では、実験の最終日に行われた。計測は何れも主機回転数163 rpmの续航状態で、人為的な外乱を避ける目的からHSPでは乗船者が睡眠中に行ったが、CPでは都合により午後2～6時の間に行った。又、原則として急激な転舵等がない状態で計測した。なお計測は空気音、固体音の両者について行ったが、居住性、作業環境の評価の観点から空気音の計測結果についてのみ報告する。

3.3.12.1 計測位置および計測方法

計測位置は計測結果を併記している図3.3.12.1～3の通りで、計測方法はJIS F0905(船舶居住区の騒音レベル測定方法)およびJIS F0904(機関部の騒音レベル測定方法)によった。

計測機器は、マイクロホン(B & K, Type 4166), テープレコーダー(Kudelski, NAGRA IV-SJ型), 較正器としてピストンホーン(B & K, Type 4230)を用いた。計測は各計測位置で30秒間行い、マイクロフォンからの入力をテープレコーダーに収録した。

3.3.12.2 計測結果

テープレコーダーに収録したデータに対し、ディジタル周波数分析器で、JIS F0405に規定されているオクターブバンド解析(中心周波数31.5Hz～8000Hz)を行った。その結果を図3.3.12.1～3に示す。図中()内のアルファベット記号は、各デッキ毎の計測点の位置を示し、図の周囲に示す数値は、当該計測点における解析結果の聴感補正回路A特性によるオーバオール値dB(A)を示す。なお数値の後に示す記号C, Hは夫々CP, HSPを意味する。図中の数値から判るようにHSP装着時の値が2～3dB(A)高くなっている個所があるが、この程度の差は計測時の諸条件の差、例えばドアの開放の有無、風の強弱の程度、補機類特に発電機関の運転台数の相違、補機類就中通風機の運転状態、計測区画近傍での補機類の発停の有無などで、生じることが従来から経験されている。このような要因は別として、例えば2nd Deck上の(E), (F)点など比較的前記要因に左右され難い場所では、ほど同じ値を示していることから、HSPの船内騒音に対する減音効果が主機関をはじめとする機器類の発生騒音に対し、本計測結果からでは、ほとんどないと考えられるが、CPおよびHSP装着時に全て同一条件下で計測が可能であれば、HSPによる減音効果が計量できるので、これらについては将来の課題としたい。

なお図中の数値から判るように、Upper Deck上の左舷側居室では、騒音は機関室内騒音と対比してかなり感じている一方、Long F'Cle Deck上の居室ではやや高い数値を示している。2nd Deck上の居室は機関室に近接していることから矢張り高い数値となっている。操舵機室では、操舵機駆動用の油ポンプの騒音が大きく、ほど機関室内における値と同程度の数値を示している。

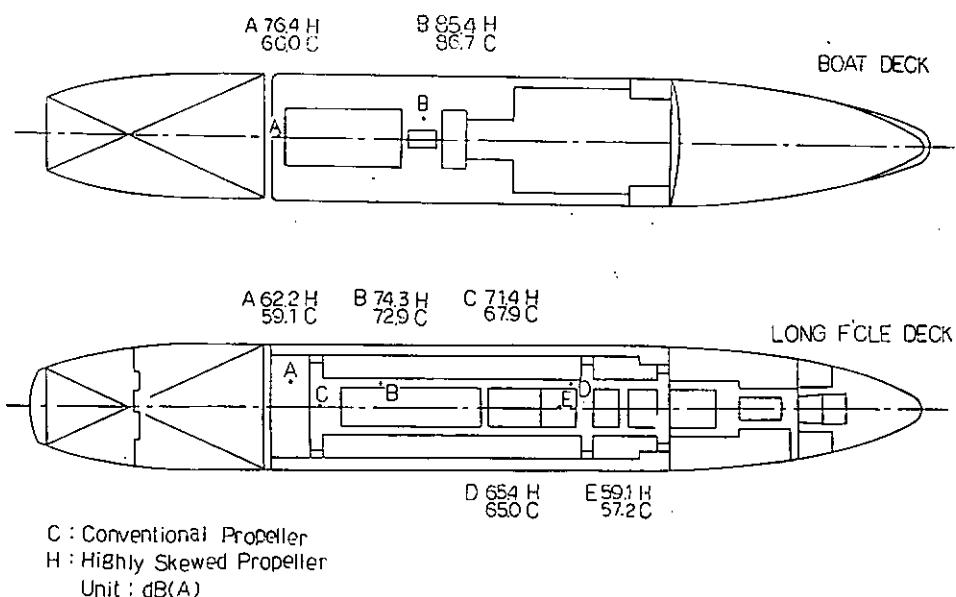


図 3.3.12.1 Boat Deck, Long F'cle Deck 上の騒音計測値

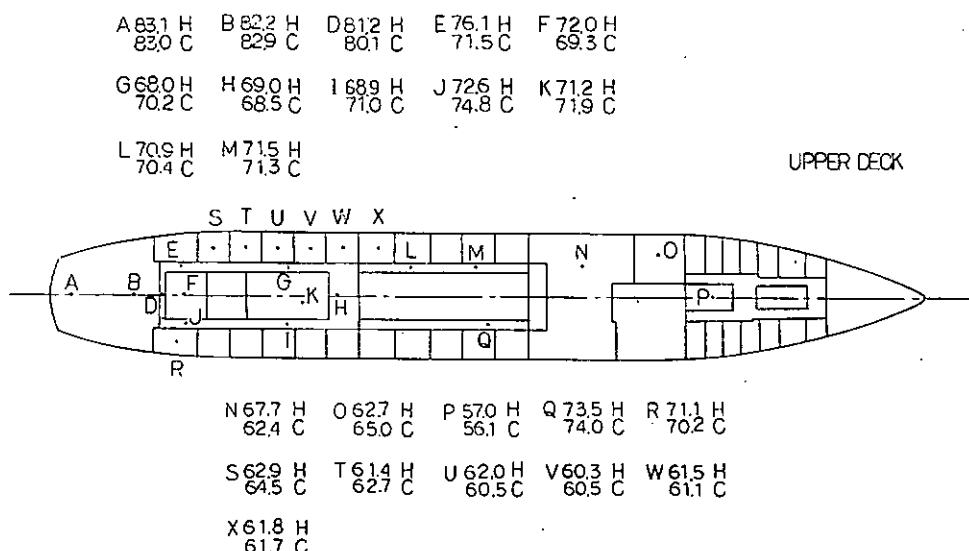


図 3.3.12.2 Upper Deck 上の騒音計測値

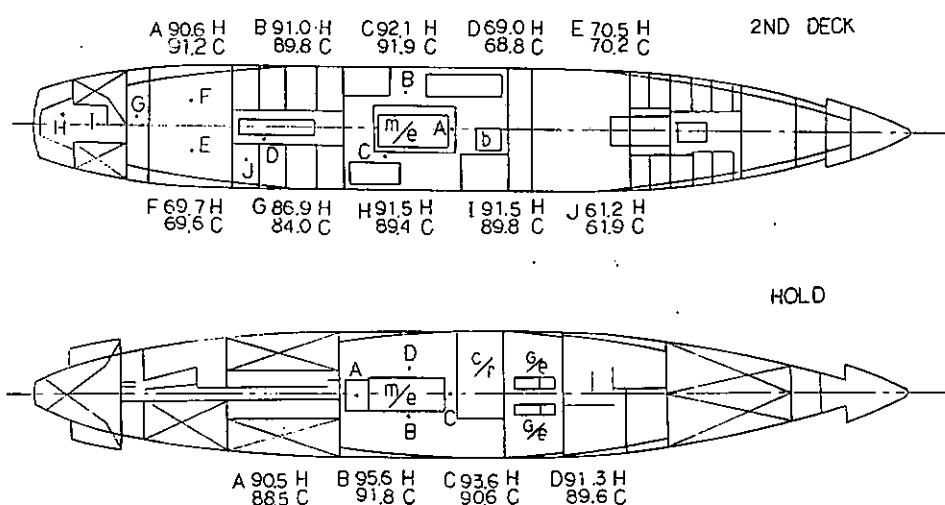


図 3.3.12.3. 2nd Deck, 機関室内的騒音計測値

3.4 模型実験

3.4.1 キャビティ範囲の観察

船舶技術研究所及び東京大学担当

3.4.1.1 試験の実施

青雲丸のプロペラキャビテーションに関する模型実験は、東京大学のキャビテーション水槽および船舶技術研究所の大型キャビテーション水槽において行われた。東京大学の試験は、船尾伴流分布をワイヤ・メッシュでシミュレートする方法であり、キャビティ範囲の観察とともに、キャビテーション騒音の計測がなされた。船舶技術研究所の試験は、船尾伴流分布を模型船と“Flow Liner”でシミュレートする方法であり、キャビティ範囲の観察とともに、キャビティ厚みの計測と変動圧力の計測がなされた。

曳航水槽で計測された模型船の伴流分布(3.2.2, 図3.2.2.8)から、推定された実船伴流分布は3.2.3の図3.2.3.1に示されている。この実船伴流分布を東京大学キャビテーション水槽においてワイヤ・メッシュでシミュレートした結果を図3.4.1.1に示す。船舶技術研究所においては、模型船とFlow Linerを図3.4.1.2の様に設置して実船の伴流分布をシミュレートしたが、その場合の伴流分布は図3.4.1.3の様であった。

模型試験を行ったプロペラは主として、通常型プロペラCP(MP No 218, これは青雲丸の第3代目のプロペラである), ハイスキュープロペラHSP I(MP No 219)およびHSP II(MP No 220)の3種類である。また、船舶技術研究所においては、青雲丸の第1代目の通常型プロペラ(MP No 217)の試験も行った。それらの主要目を表3.4.1.1に、写真を図3.4.1.4に示した。CP(MP No 218)は今年度初めに青雲丸に装置されていた通常型のプロペラであり、第1次実船実験時のものである。HSP I(MP No 219)は仮設計のハイスキュープロペラであり、実船用のプロペラは存在しない。HSP II(MP No 220)は本設計のハイスキュープロペラであり、第2次の実船実験時のものである。

実験状態は、実船プロペラ回転数N=149, 163, 171 rpmの3状態とした。それに対応した模型実験の実験状態は表3.4.1.2の通りである。通常型プロペラCP(MP No 218)に関しては、第1次実船実験時に馬力計によって計測されたBHPとNからK₀を求め、更にプロペラ単独性能曲線を用いて求めたK_Tとなっている。ハイスキュープロペラHSP I, HSP IIに関しては、K_T/J²をCPに合せて実験状態を決定した。

3.4.1.2 ワイヤ・メッシュ法によるキャビテーション試験

ワイヤ・メッシュ法によるキャビティ範囲の観察においては、模型プロペラ回転数は常に20 rpsとした。また空気含有率は試験部静圧に対して飽和になるように設定した。

図3.4.1.5～7にCP(MP No 218)のキャビティ観察結果を示した。翼角θ=0°以前では、インターミッテンスがたいへん多い。図3.4.1.8にHSP Iのキャビティ観察結果を、図3.4.1.9～11にHSP IIのキャビティ観察結果を示した。HSP I, HSP IIでは、CPに比べ、キャビティ範囲が翼先端寄に寄っており、ティップ・ボルテックス・キャビテーションの巻き上りも強い。HSP IとHSP IIの比較では、若干HSP IIの方が内側までキャビティが広がり、翼角としては早く消える傾向がみられるが、パターンにはさほど差がない。

3.4.1.3 船後におけるキャビテーション試験

船後におけるキャビテーション試験においては、水槽流速の値を一定にして実験状態を決めており、模型プロペラによって若干のプロペラ回転数の差があるが、その値はほぼ17～18 rpsであった。空気含有率は50%であった。また、安定したキャビテーションを起こすために、前年度と同様に、プロペラ翼の前縁に粗さを付け、また、模型船のSS1/2に水素気泡発生装置を取り付け水素気泡を添加して試験を行った。

図3.4.1.12～14にCP(MP No 218)のキャビテーション観察結果を示した。翼前縁に粗さを付けているために、インターミッテンスはほとんどなかった。図3.4.1.15にHSP Iのキャビテーション観察結果を、図3.4.1.16～18にHSP IIのキャビテーション観察結果を示した。HSP I, HSP IIでは、CPに比べ、キャビティ範囲がr/

R の大きな翼先端寄に限られていることは、ワイヤメッシュ法の場合と同様である。CPとHSP I, HSP IIの間でキャビテーションパターンにはそれ程著しい差は認められなかった。HSP Iは、HSP IIとはゞ同一のキャビテーションパターンであるが、ティップ・ボルテックス・キャビテーションが強いことは明瞭に表わされていた。

なお、実船実験時においては、キャビテーション観測用の装置がプロペラ前方の船体外板に取り付けられる。これによるキャビテーションへの影響がどの程度かを調べるために、模型船に観測装置を取り付けた場合を取り付けない場合のキャビテーション試験を行い比較したところ、観測装置取り付け状態において弱いPHVが発生したが、キャビテーションの発生範囲に大きな差は見られなかった。本項、3.4.2および3.4.3に示された計測結果は、観測装置を取り付けない場合のものである。

3.4.1.4 実船実験との対応

模型試験におけるキャビテーションが、実船のキャビテーションをどの程度までシミュレートできているかを見るには、本節で示されたキャビティ範囲の観察結果を3.3.5に示された実船実験における観察結果と比較すればよい。一例として、 $N=163\text{ rpm}$ の場合の比較を図3.4.1.19, 20に示した。

全般的に、模型試験と実船実験におけるキャビティ範囲の一致は良いと言えよう。HSP IIにおけるキャビティ範囲が、CPに比べて、 r/R の大きな翼先端寄に限られているという模型試験の結果は、実船実験の場合にも観察されている。細まかく比較すると、実船観測に比べて、ワイヤ・メッシュ法による模型観測はやゝ少なめであり、船後における模型観測はやや多めの傾向が見られるところがある。また、HSP II, $N=171\text{ rpm}$ においては、キャビテーションの起き初めの $\theta = 350^\circ \sim 20^\circ$ で実船観測と模型観測の間の一致はあまり良くない。

以上の比較によって、CPの場合もHSPの場合も模型試験におけるキャビテーションが、実船のキャビテーションをかなりよくシミュレートしていることが分かった。

表 3.4.1.1 模型プロペラ要目

	Conventional P.		Highly Skewed P.	
	CPO	CP	HSP I	HSP II
	MP № 217	MP № 218	MP № 219	MP № 220
Diameter (m)	0.23936	0.22095	0.22095	0.2200*
Boss Ratio	0.1692	0.1972	0.1972	0.1972
Pitch Ratio	0.8620	0.9500	0.928(at 0.7 R)	0.9440(at 0.7 R)
Expanded Area Ratio	0.5000	0.6500	0.700	0.700
Mean Blade Width Ratio		0.2465	0.2739	0.2739
Blade Thickness Ratio	0.0495	0.0442	0.0496	0.04961
Blade Section	MAU	MAU	Modified SRI-B	Modified SRI-B
Number of Blades	4	5	5	5
Rake Angle	6°	6°	-6.11°	-3.03°
Skew Angle	10.5°	10.5°	45°	45°

* 模型船との寸法の対応からは0.22095 mとすべきであったが、便宜上0.2200 mとして製作した。

表 3. 4. 1. 2 実験状態

Propeller	N (rpm)	K _T	σ_n
CP MP No. 218	149	0.200	3.66
	163	0.207	3.06
	171	0.219	2.78 (2.71)
HSP I MP No. 219	149	0.204	3.66 (3.65)
	163	0.211	3.06 (3.02)
	171	0.221	2.79 (2.72)
HSP II MP No. 220	149	0.195 (0.196)	3.57 (3.55)
	163	0.201 (0.204)	2.99 (2.97)
	171	0.212 (0.215)	2.71 (2.65)

()内は、東大と船研で異なった場合の東大の値である。この差は性能曲線の読み取り誤差によるものであり、大きな差ではない。

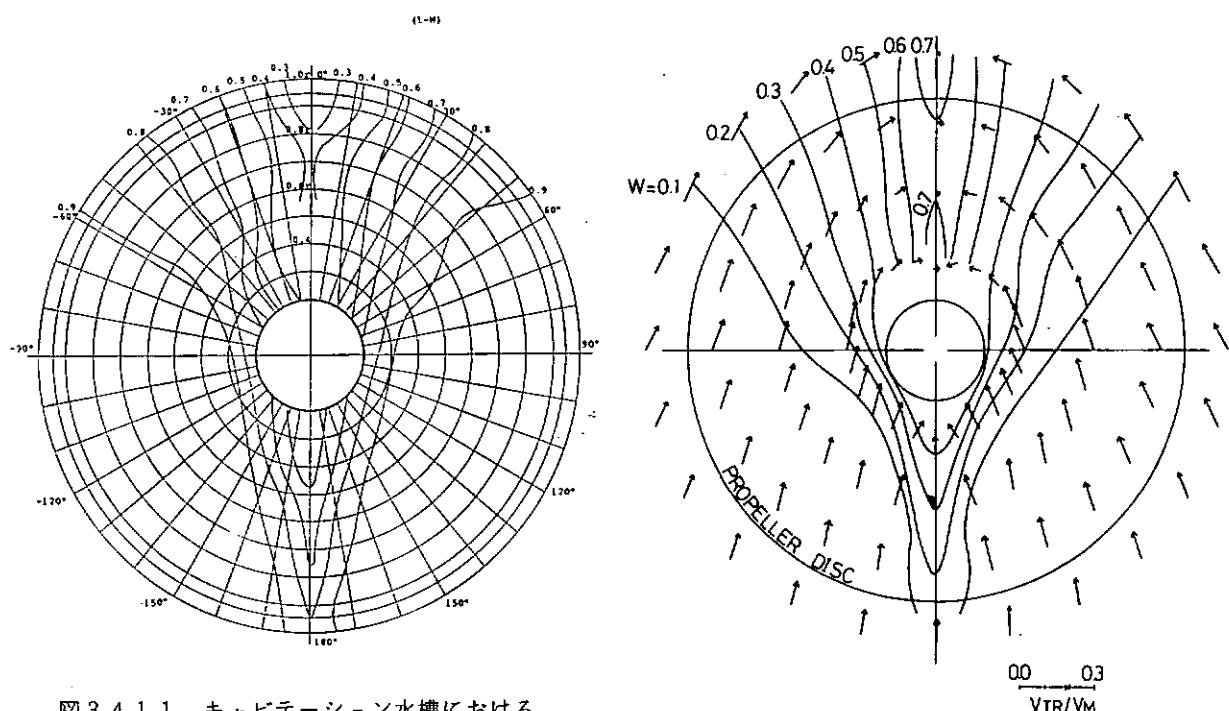


図 3.4.1.1 キャビテーション水槽における
ワイヤメッシュの伴流分布

図 3.4.1.3 キャビテーション水槽における
模型船伴流分布

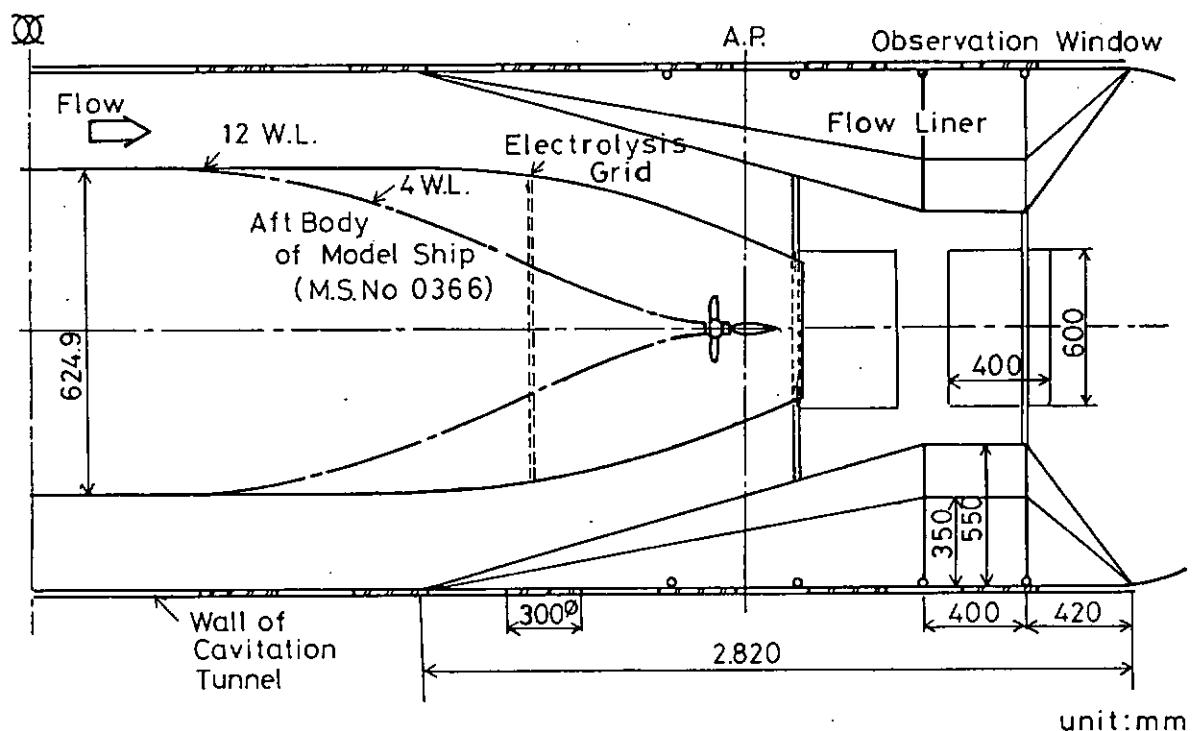
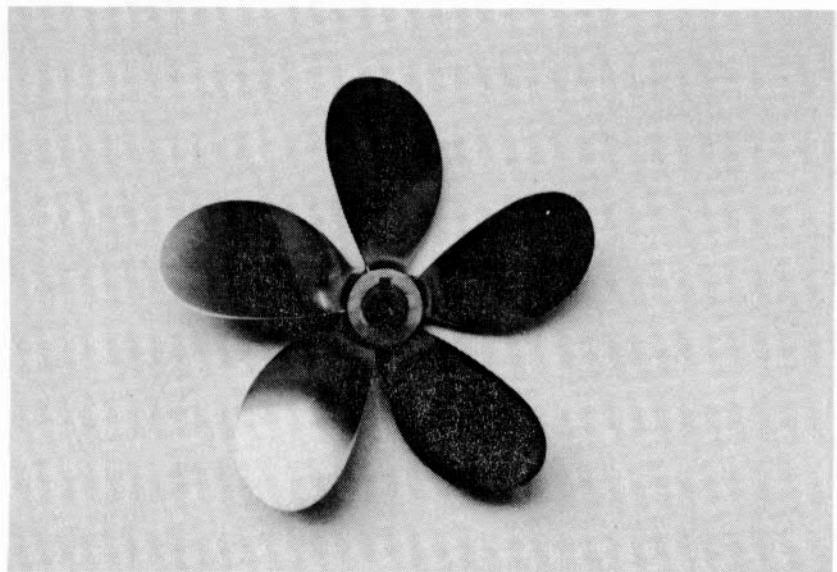
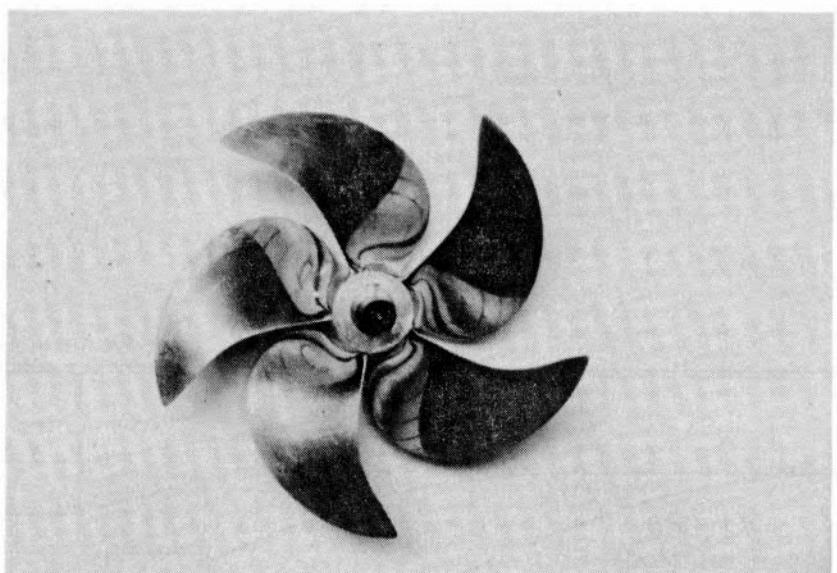


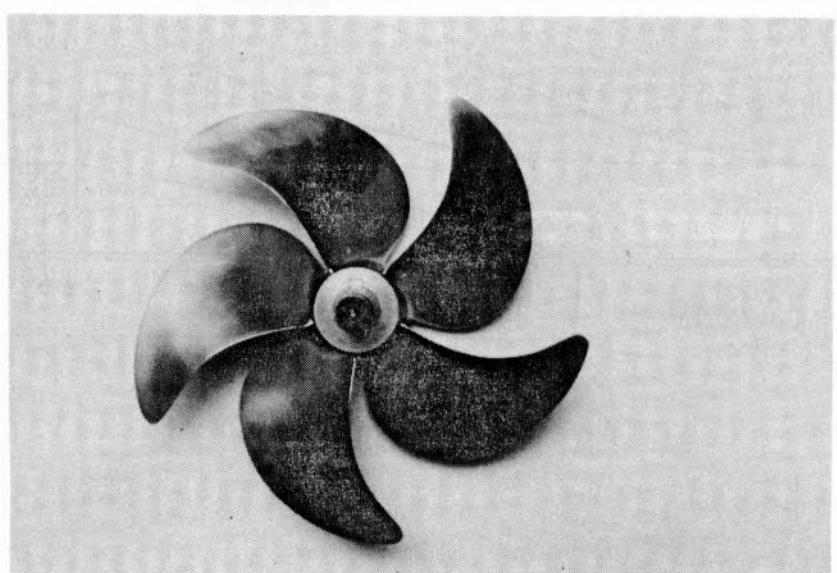
図 3.4.1.2 模型船と Flow Liner の配置



CP (MP № 218)



HSP I (MP № 219)



HSP II (MP № 220)

図 3.4.1.4 模型プロペラ

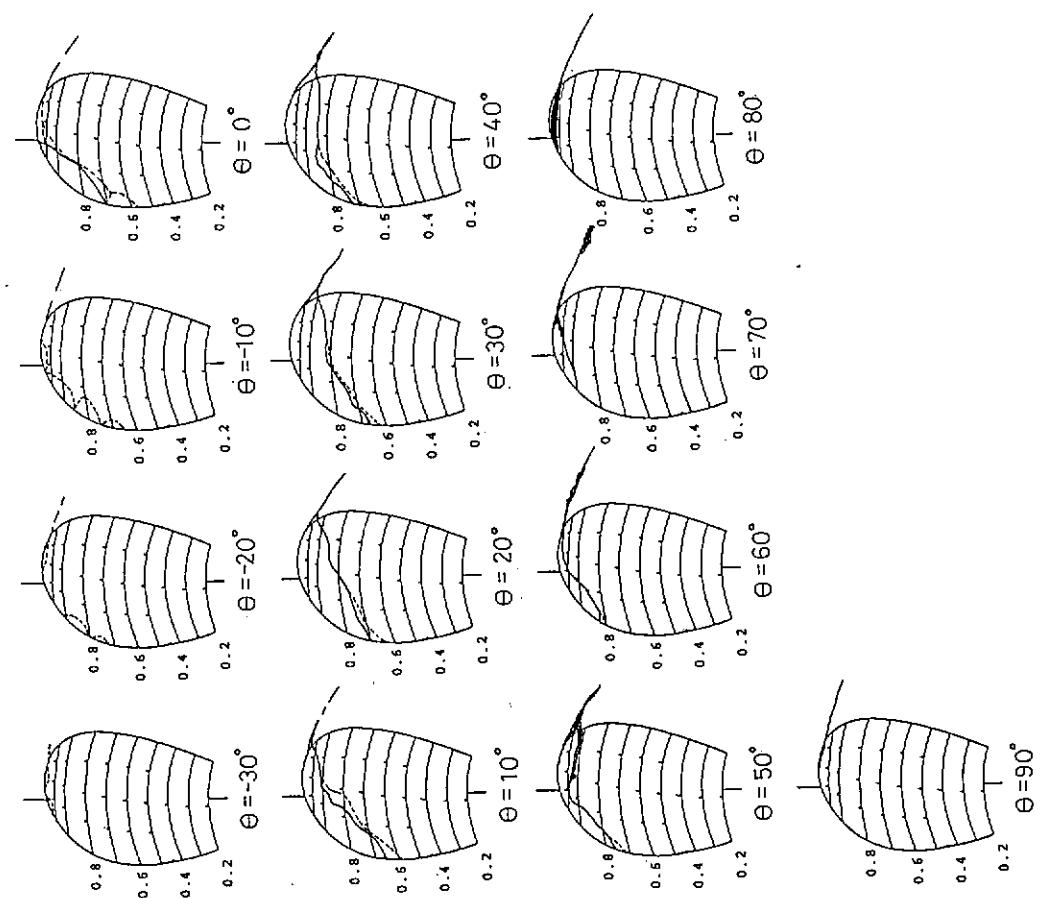


図 3.4.1.6 キャビティーションゾンガスターーン CP (MP № 218)
(N = 163 rpm, K_T = 0.207, σ_n = 3.06)

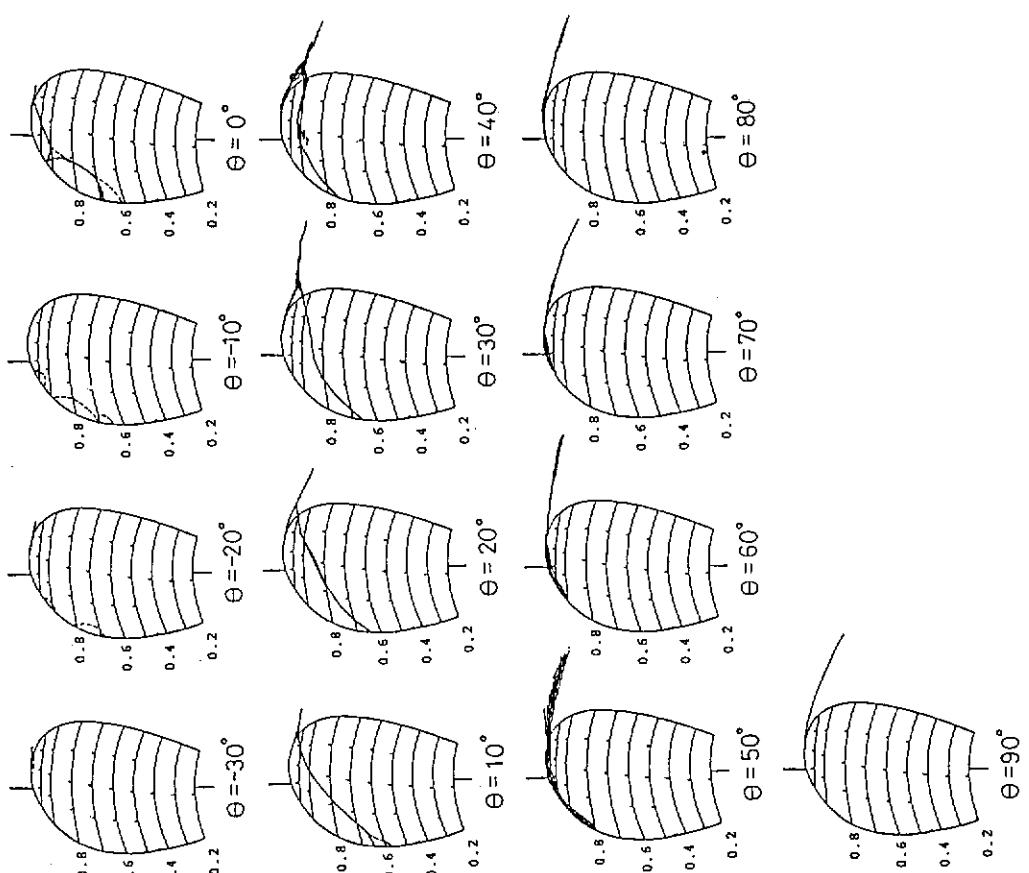
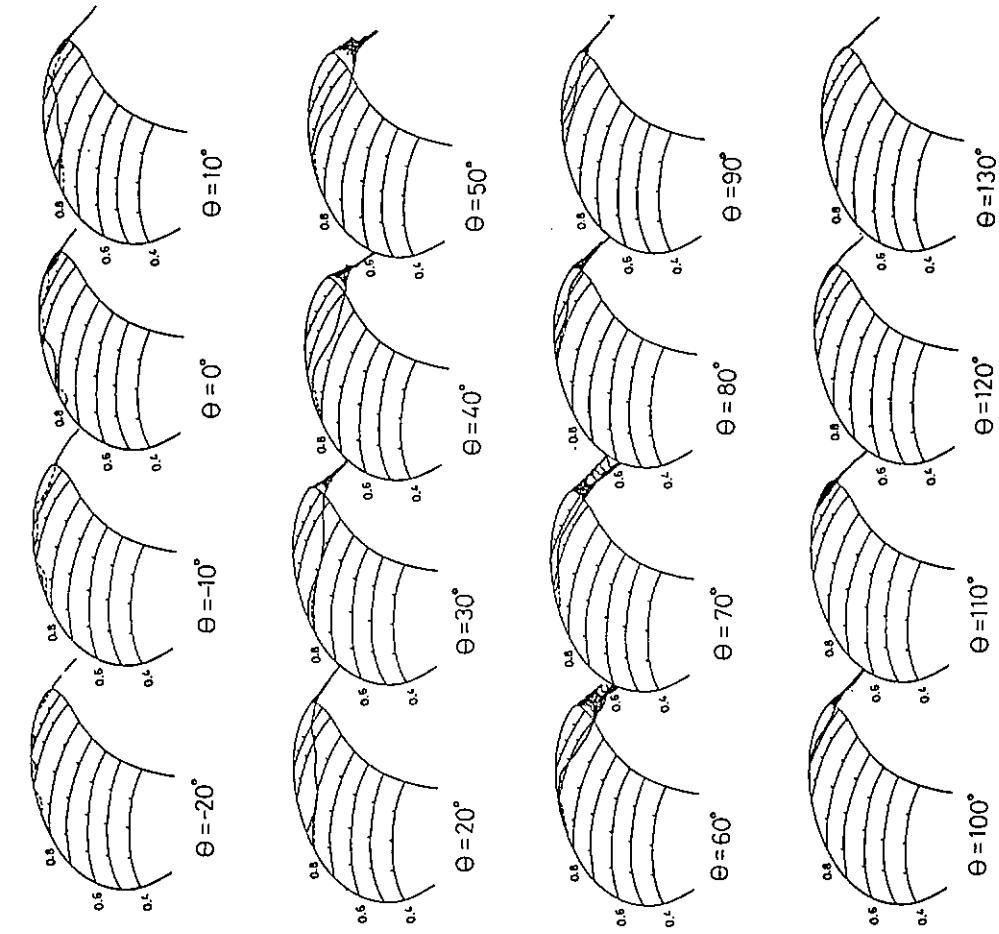
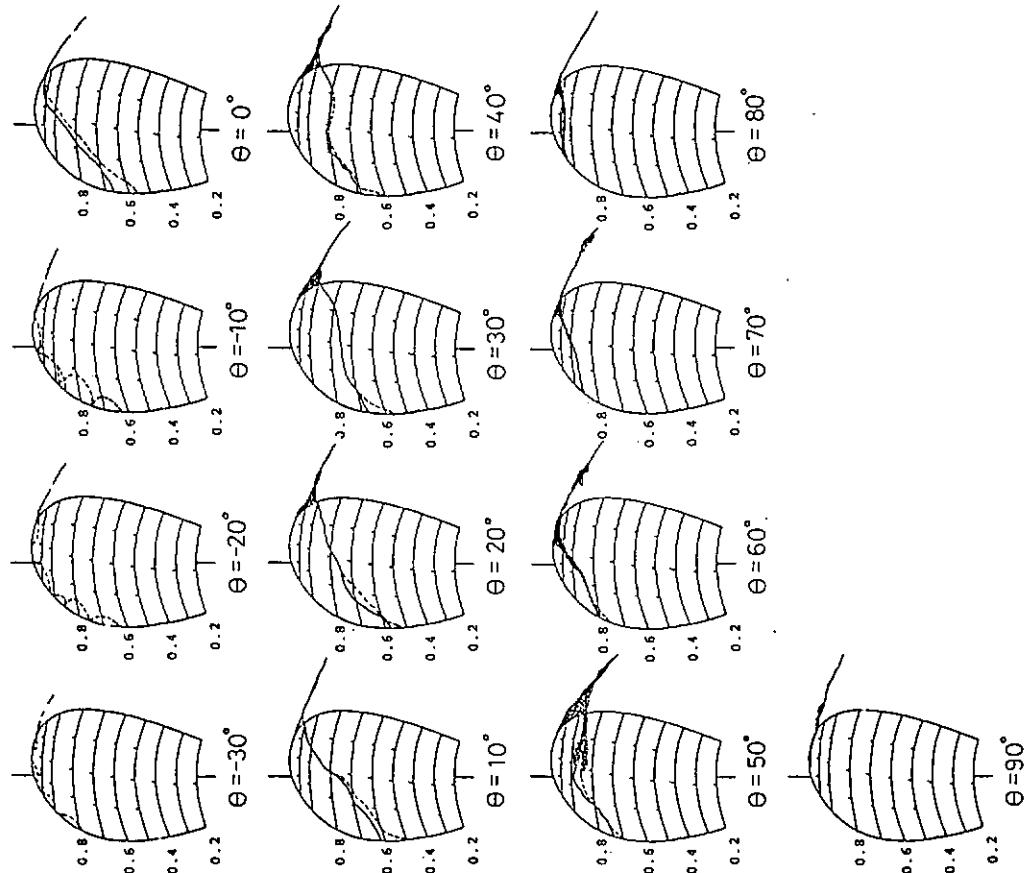


図 3.4.1.5 ナビゲーションゾンガスターーン CP (MP № 218)
(N = 149 rpm, K_T = 0.200, σ_n = 3.66)

図 3.4.1.8 キヤビテーションノバターン CP (MP №218)
(N = 163 rpm, K_r = 0.211, a_n = 3.02)

図 3.4.1.7 キヤビテーションノバターン CP (MP №218)
(N = 171 rpm, K_r = 0.219, a_n = 2.71)



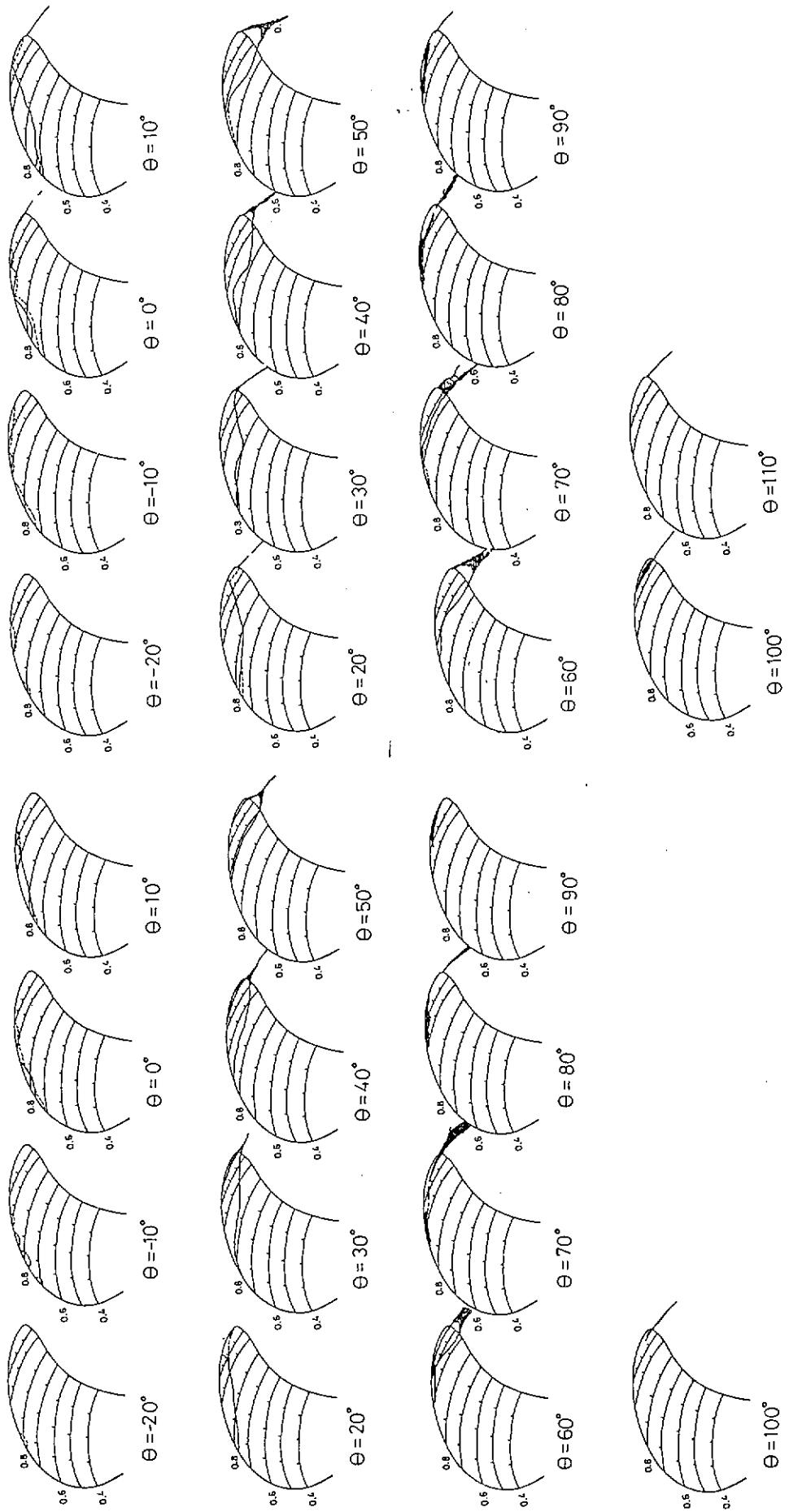


図 3.4.1.9 キヤビテーシヨン・ターン HSP II (MP № 220)
($N = 149$ rpm, $K_T = 0.196$, $\sigma_n = 3.55$)

図 3.4.1.10 キヤビテーシヨン・ターン HSP II (MP № 220)
($N = 163$ rpm, $K_T = 0.204$, $\sigma_n = 2.97$)

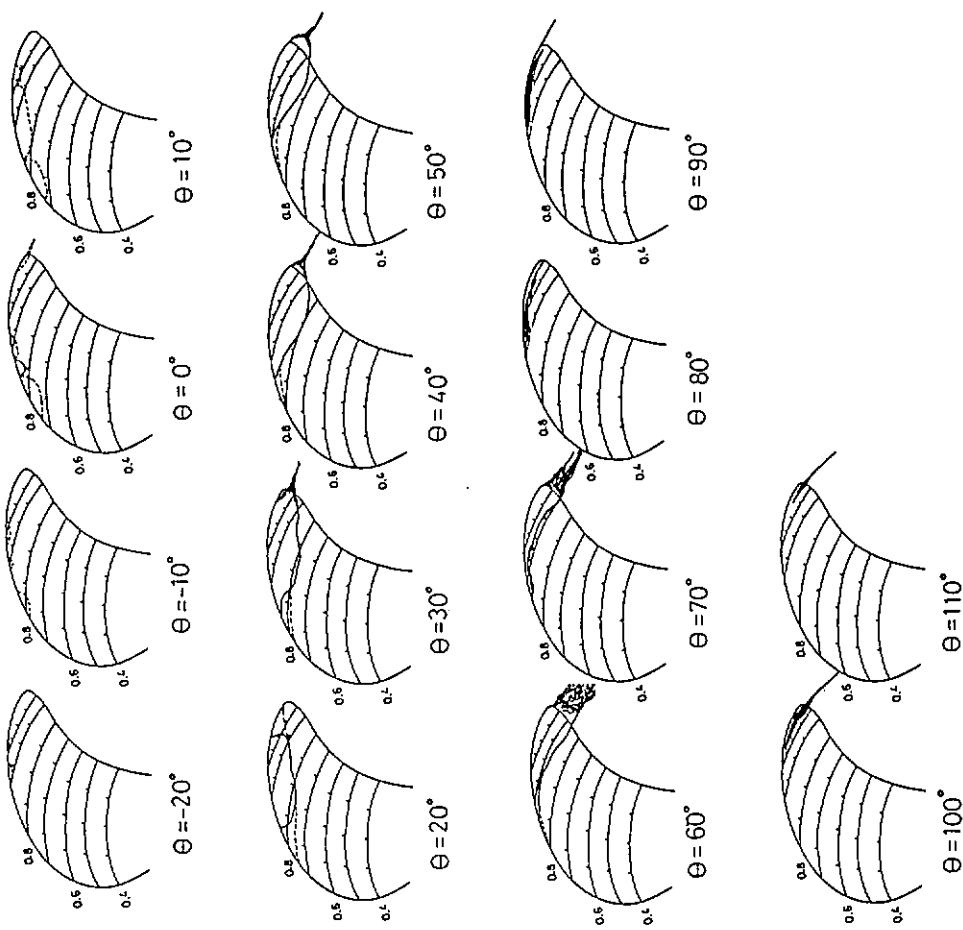


図 3.4.1.11 ナビゲーション HSP II (MP № 220)
(N = 171 rpm, K_T = 0.215, σ_n = 2.65)

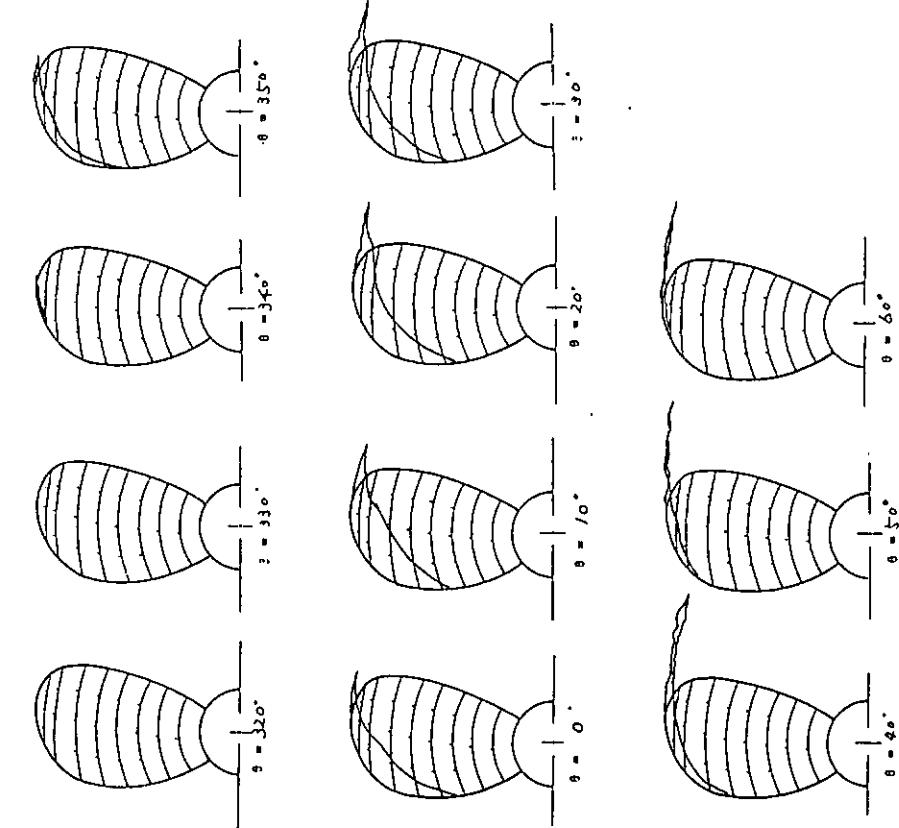


図 3.4.1.12 ナビゲーション CP (MP № 218)
(N = 149 rpm, K_T = 0.200, σ_n = 3.66)

図 3.4.1.13 キヤビテーシヨンバスター シ CP (MP № 218)
(N=163 rpm, Kr=0.207, σ_n=3.06)

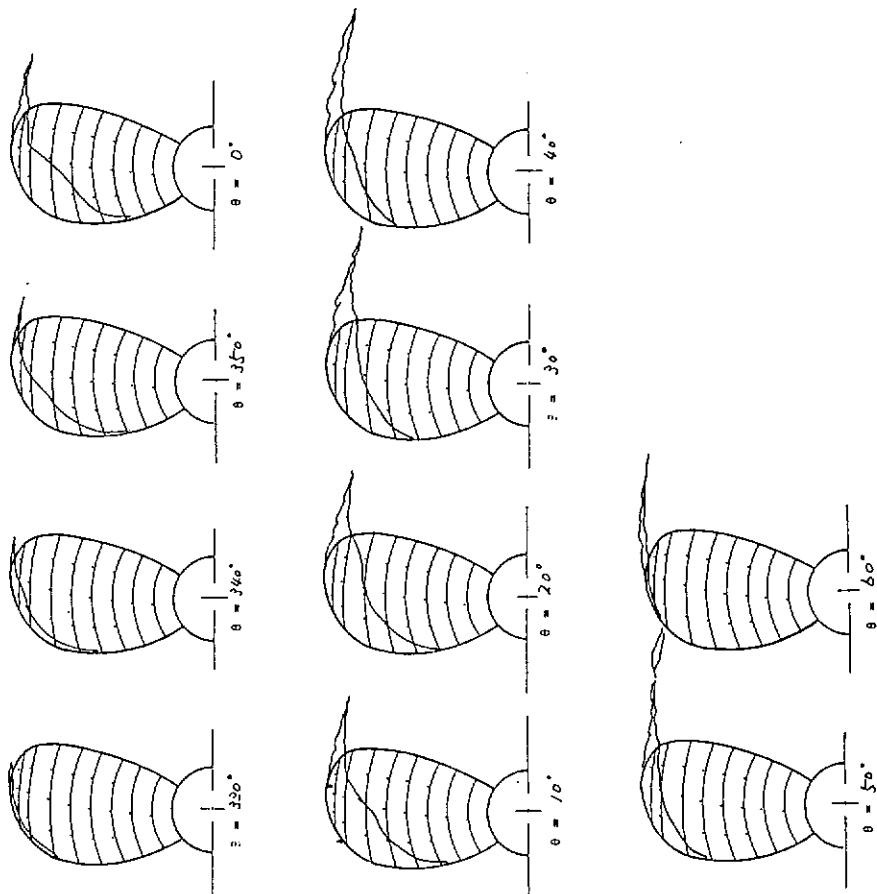
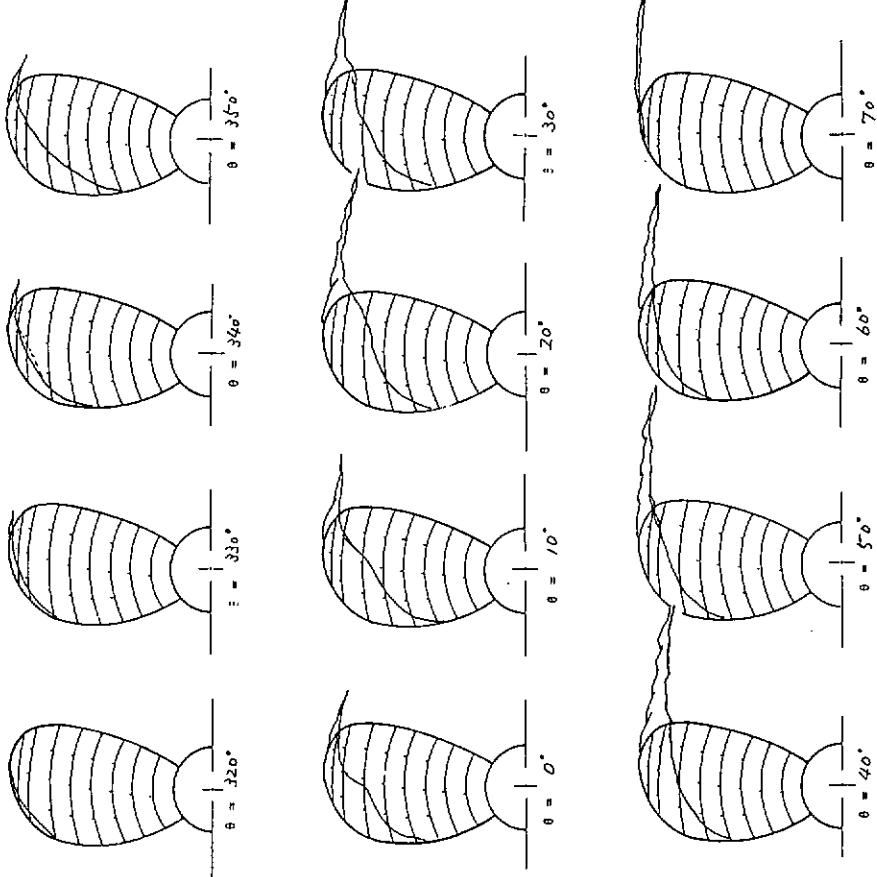


図 3.4.1.14 キヤビテーシヨンバスター シ CP (MP № 218)
(N=171 rpm, Kr=0.219, σ_n=2.78)



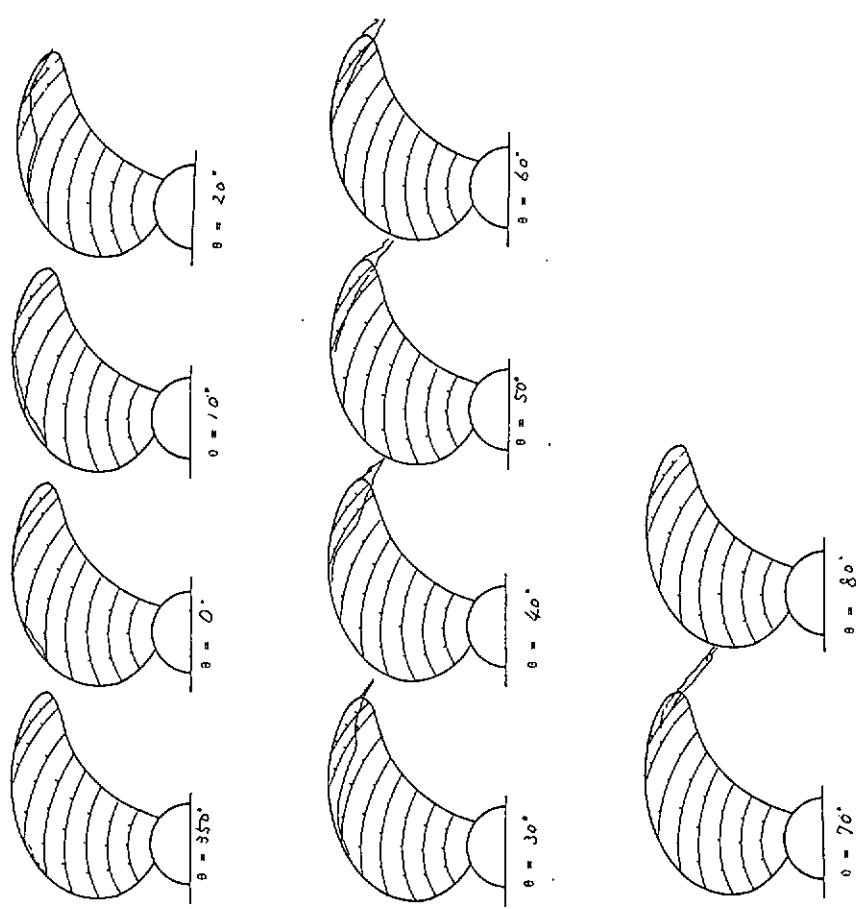


図 3.4.116 ナビゲーション・ヘリカル・スプリング HSP II (MP № 220)
(N=149 rpm, K_r=0.195, σ_n=3.57)

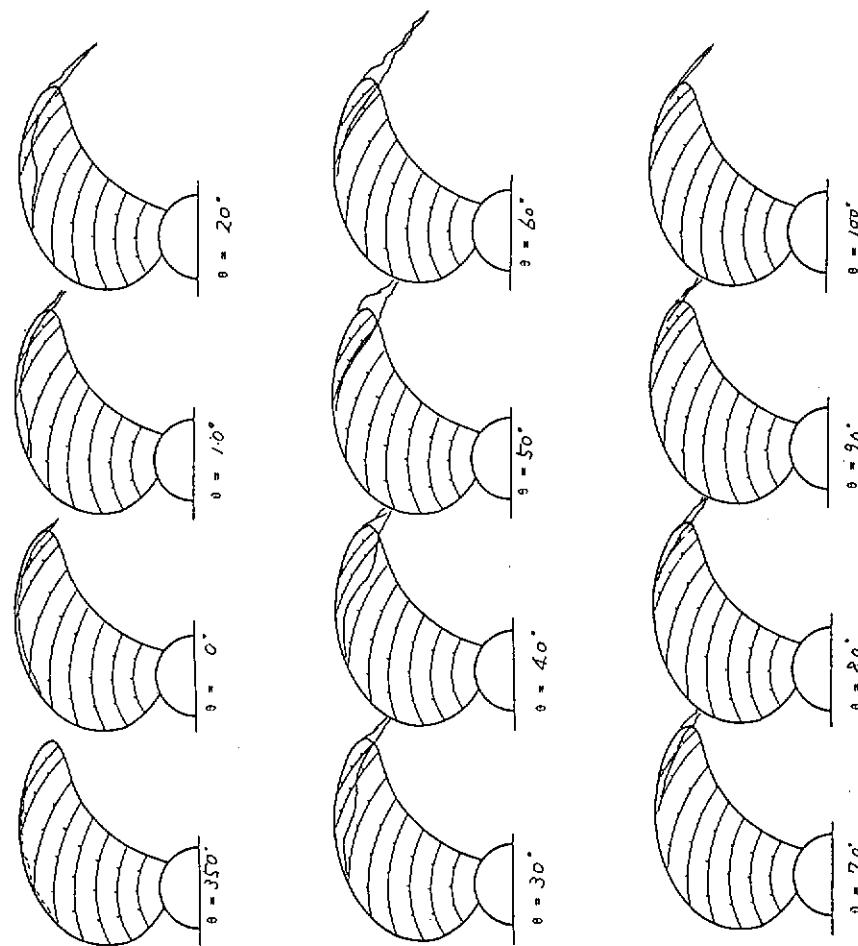


図 3.4.115 ナビゲーション・ヘリカル・スプリング HSP I (MP № 219)
(N=163 rpm, K_r=0.211, σ_n=3.06)

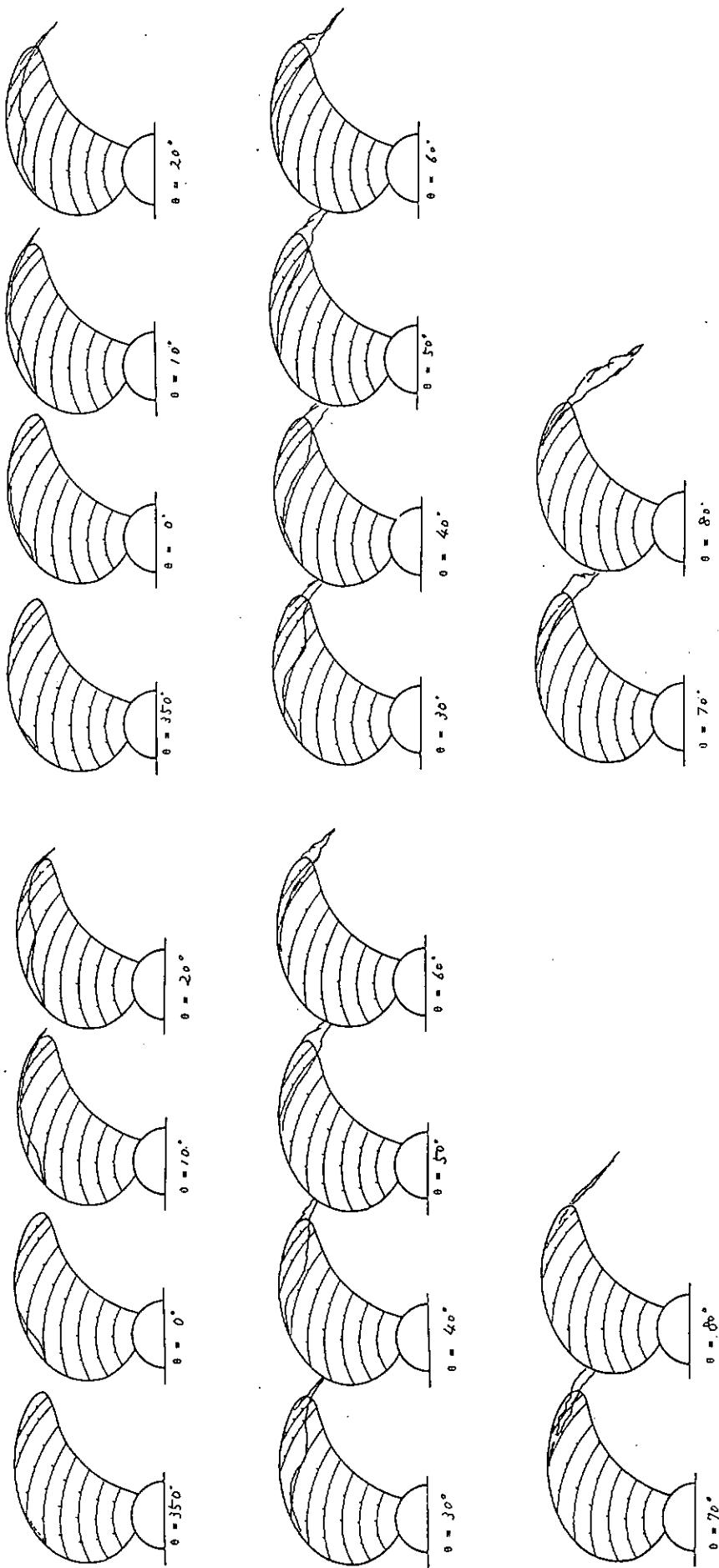


図 3.4.1.17 ニッパビテーションハバターン HSP II (MP № 220)
(N = 163 rpm, K_r = 0.201, σ_n = 2.99)

図 3.4.1.18 ニッパビテーションハバターン HSP II (MP № 220)
(N = 171 rpm, K_r = 0.212, σ_n = 2.71)

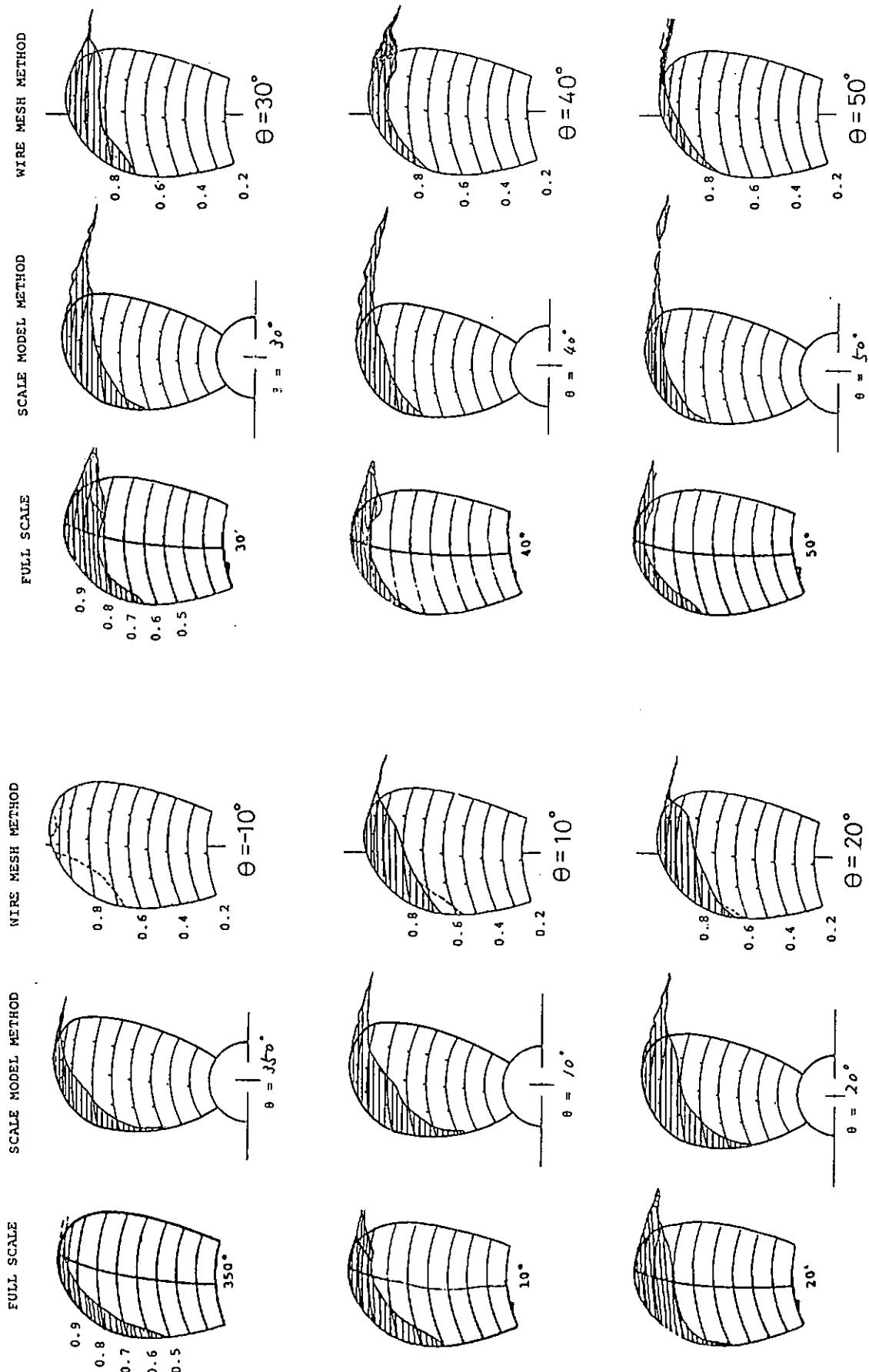


図 3.4.1.19(a) 実船実験と模型試験のキャラビテーションの比較
(通常型プロペラ CP, N = 163 rpm)

図 3.4.1.19(b) 実船実験と模型試験のキャラビテーションの比較
(通常型プロペラ CP, N = 163 rpm)

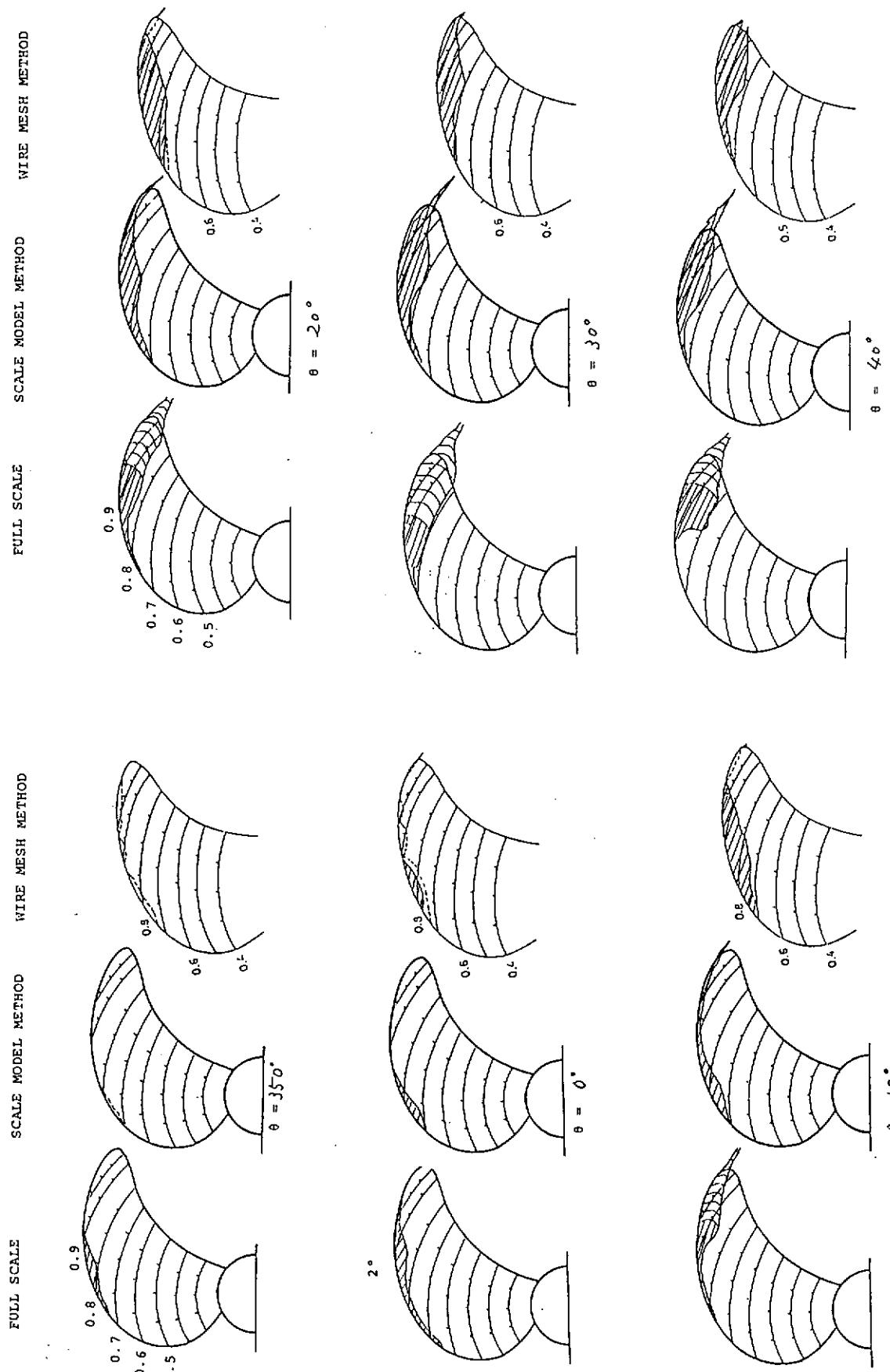


図 3.4.1.20(a) 実船実験と模型試験のキャビテーションの比較
(ハイスクューブロペラ HSP II, N=163 rpm)

図 3.4.1.20(b) 実船実験と模型試験のキャビテーションの比較
(ハイスクューブロペラ HSP II, N=163 rpm)

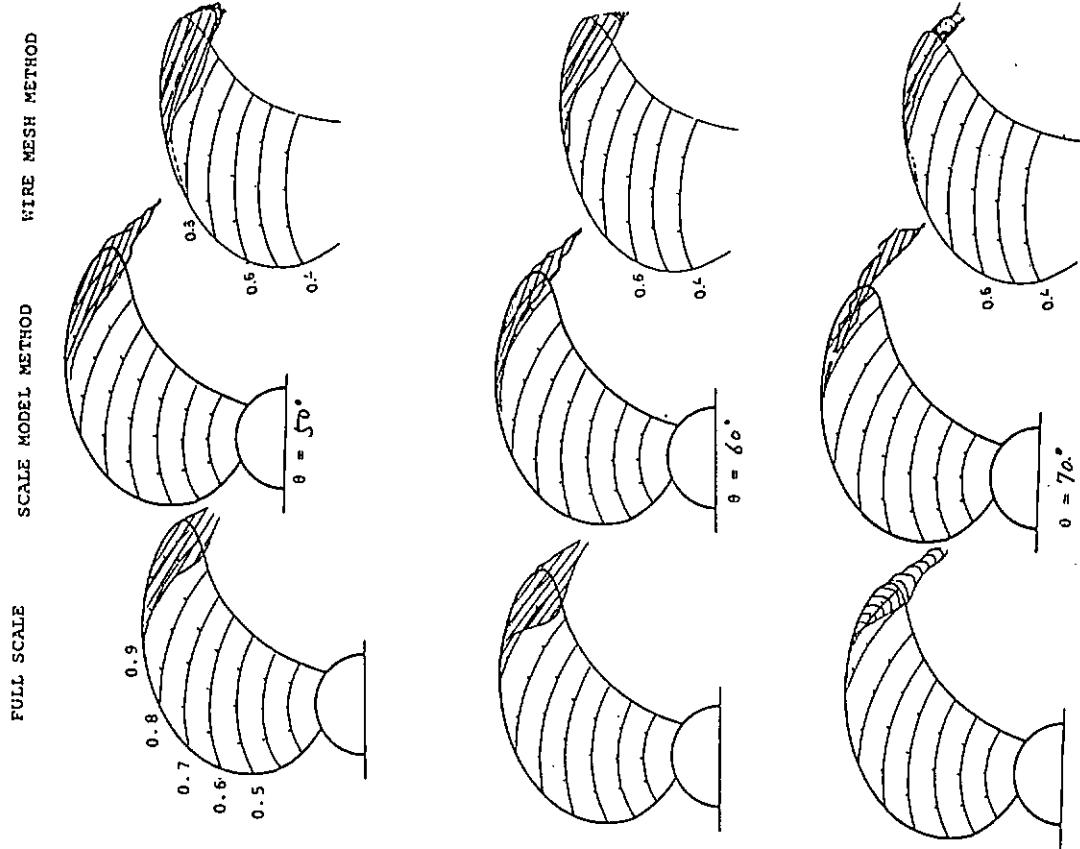


図 3.4.1.20(c)
実船実験と模型試験のキャビテーションの比較
(ハイスクープロペラ HSP II, N=163 rpm)

3.4.2 キャビティ厚みの計測

船舶技術研究所担当

3.4.2.1 試験の実施

模型プロペラのキャビティ厚みの計測は、船舶技術研究所の大型キャビテーション水槽において行われた。計測を行った模型プロペラは、主としてCP(MP No 218)とHSP II(MP No 220)である。伴流分布、実験状態等は、3.4.1.1に示された通りである。キャビティ厚みの計測法は、レーザー光散乱法(前年度報告書3.4.2参照)を主とし、翼面に立てられたピンによる方法を併用した。なお、前節のキャビティ範囲の観察時と同様に、プロペラ翼の前縁に粗さを付け、模型船のSS 1 1/2から水素気泡を流して試験をした。また船体には実船キャビテーション観測装置を取り付けていない状態である。

3.4.2.2 計測の結果

計測結果を、CPについては図3.4.2.1に、HSP IIについては図3.4.2.2に示す。キャビティ厚みの計測結果およびキャビティ範囲観察結果から推定されるキャビティ厚み分布を図中に曲線で示した。ただし、キャビティが翼後縁より後に延びている場合の厚み分布は、キャビティ後縁をスケッチからおさえて大雑把に推定した。図の縦軸は横軸の5倍に拡大して描かれている。CPとHSP IIの間で、キャビティ厚みの分布形状に著しい違いは認められない。更に、得られた厚み分布を積分して求められたキャビティ・ボリュームの変化の様子を図3.4.2.3に示した。この図によると、キャビティ・ボリュームの最大値は、CPに比べてHSP IIの方が6~21%ほど小さい。また、キャビティ・ボリュームが最大になる翼角は、CPの場合 $\theta=20^\circ$ 、HSP IIの場合 $\theta=40^\circ$ である。

なお、HSP Iについては、ピンによる方法でキャビティ厚みを計測したが、HSP IIとの差はあまり認められなかった。

3.4.2.3 実船実験との対応

模型試験によるキャビティ厚み計測値と実船計測値(3.3.6参照)の比較を図3.4.2.4に示した。この図によると、実船計測値と模型計測値のキャビティ厚みの対応はかなり良いと言えよう。厚みの分布形状に関しても、両者の一致は大体良い。翼角 $\theta=40^\circ$ 、 50° の $r/R=0.85$ で両者の差($\theta=50^\circ$ 、 $r/R=0.85$ においては模型ではキャビティが発生していない)がめだつのは、キャビティの縁に近い部分であるので、キャビティ範囲の差が大きく影響しているためである。前縁側の0.25 chordの計測値において、模型計測値が実船計測値より大きいところがあるが、この計測点における模型計測にはレーザー光の向きの関係から精度の不充分も考えられるので、模型計測と実船計測の有意な差かどうかは疑問である。 $\theta=40^\circ$ 、 50° ； $r/R=0.95$ のキャビティ厚みに関しては、実船計測より模型計測の方が大きい傾向が見られる。

以上の様に、模型試験による計測結果は、実船計測の結果とかなり良く対応しているので、模型試験によって実船のキャビティ厚みをかなり良く推定することができると言えられる。

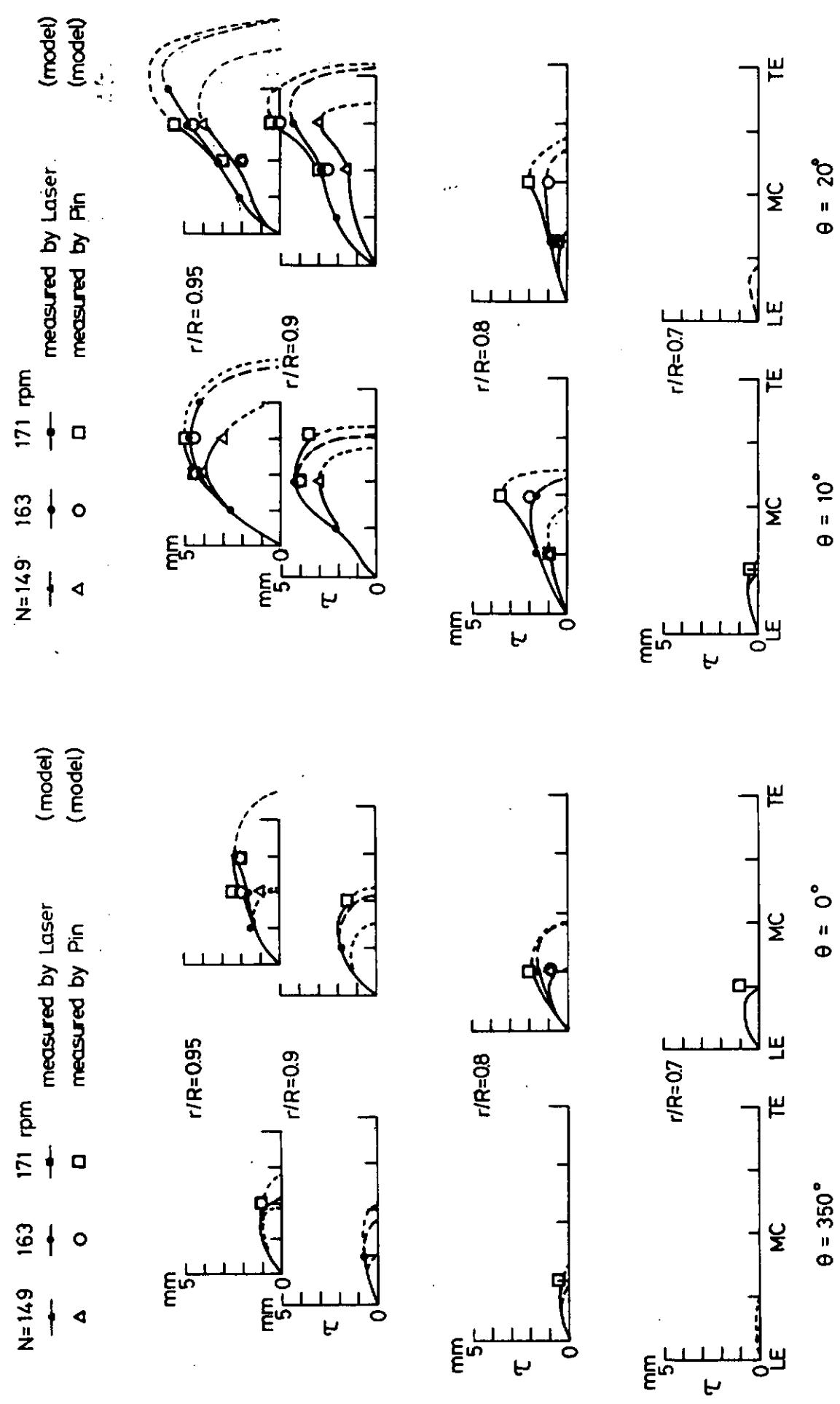


図 3.4.2.1(a) ナンピティ厚み分布計測結果, CP (MP No 218)

図 3.4.2.1(b) ナンピティ厚み分布計測結果, CP (MP No 218)

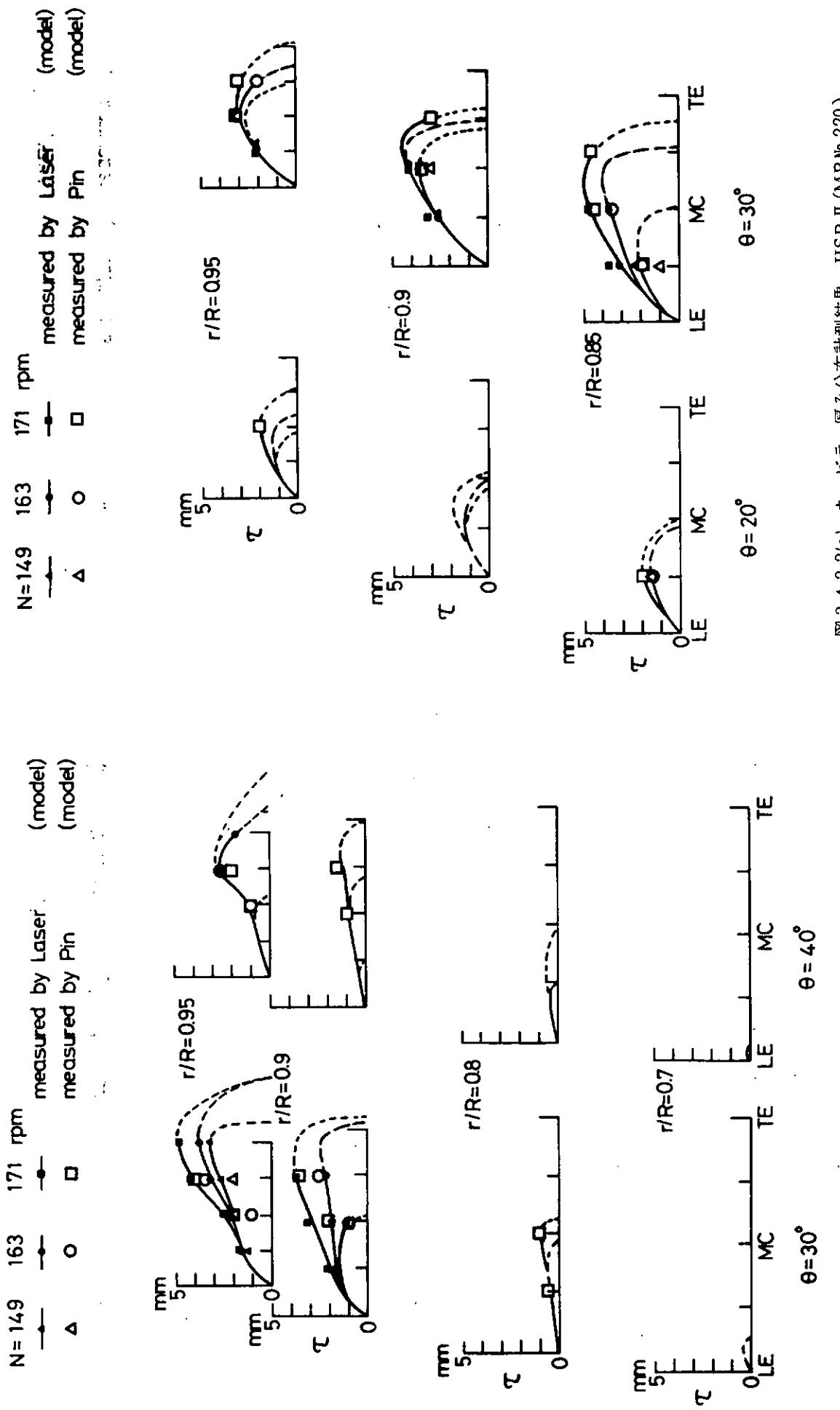


図 3.4.2.1(c) ナビゲーション分布計測結果, CP (MP № 218)

図 3.4.2.2(a) キャビティ厚み分布計測結果, HSP II (MP № 220)

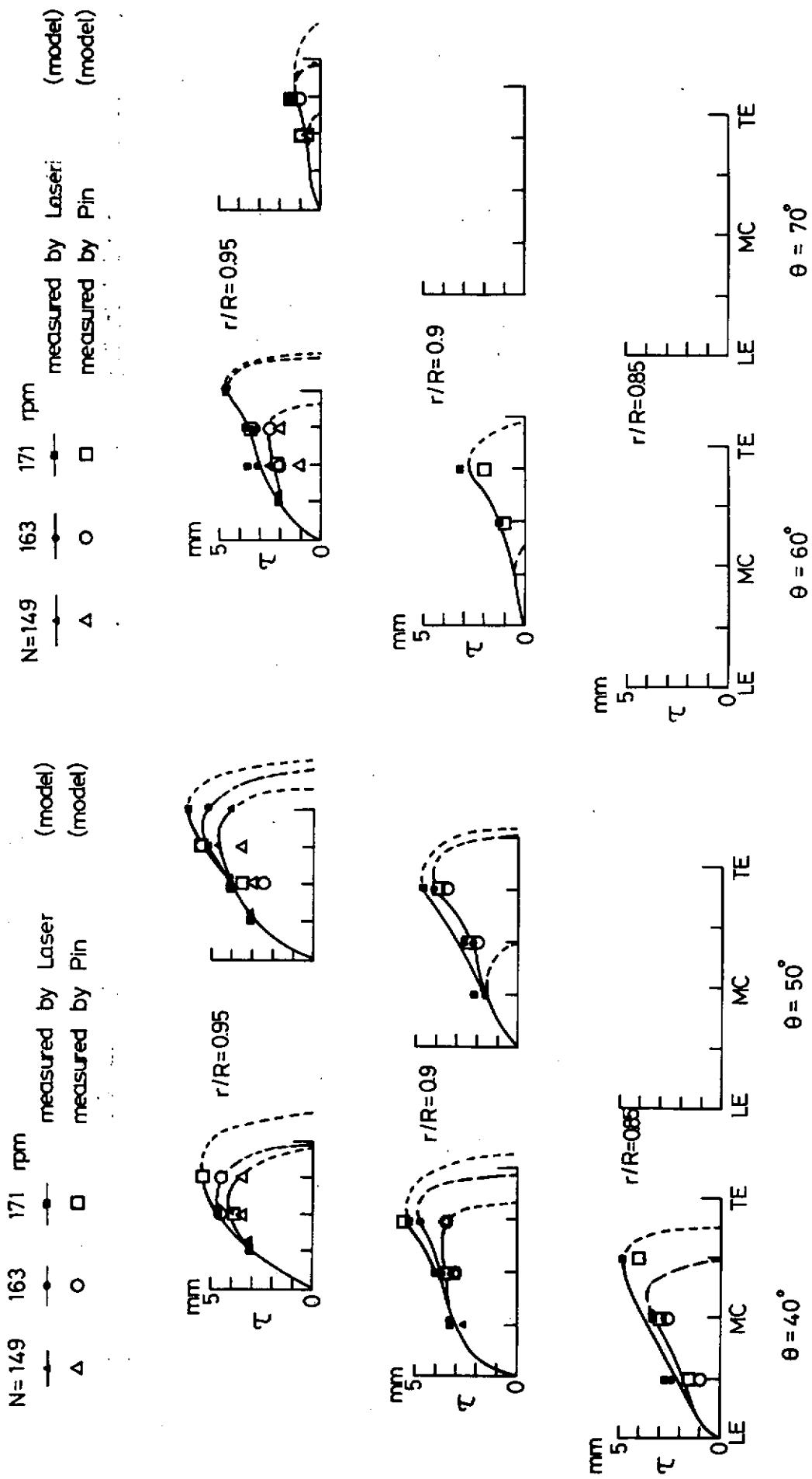


図 3.4.2.2(b) ナビゲーション分布計測結果, HSP II (MP № 220)

図 3.4.2.2(c) キャビティ厚み分布計測結果, HSP II (MP № 220)

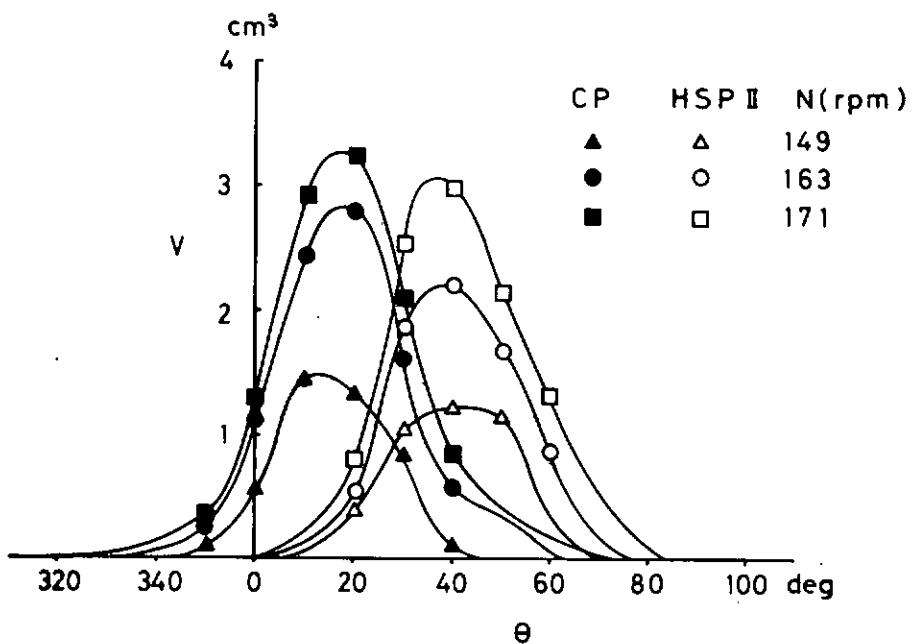


図 3.4.2.3 キャビティ・ボリュームの変動

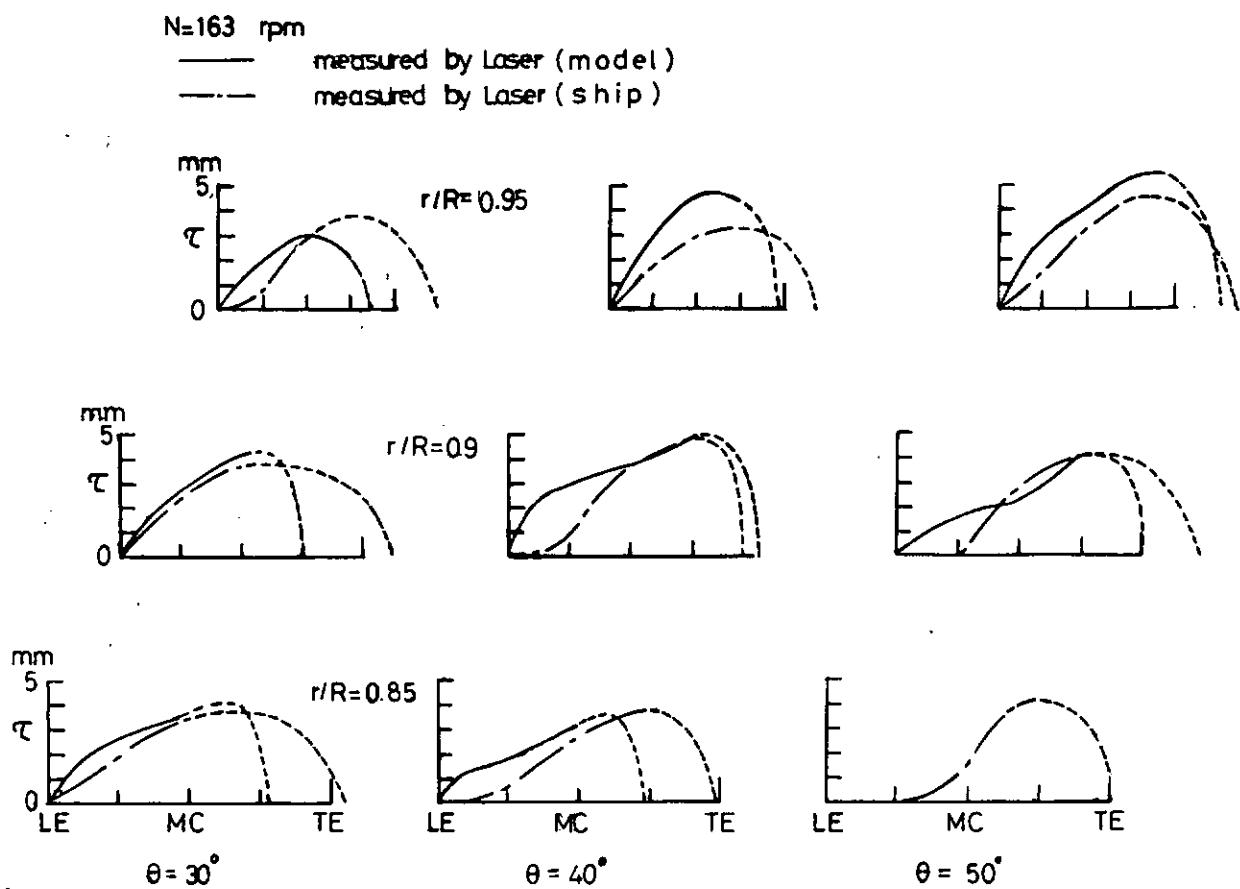


図 3.4.2.4 模型計測値と実船計測値の比較

3.4.3 変動圧力の計測

船舶技術研究所担当

3.4.3.1 試験の実施

プロペラ上方外板の変動圧力計測の模型試験は、船舶技術研究所の大型キャビテーション水槽において行われた。模型プロペラ、伴流分布、実験状態等は、3.4.1.1に示された通りである。図3.4.3.1に示した計測点に14個の圧力計(容量1kg/cm²、応答周波数14kHz)を配置して計測を行った。計測は非キャビテーション状態とキャビテーション状態について行い、変動圧力波形はFFTにより解析した。キャビティ範囲の観察、キャビティ厚みの計測と同様に、プロペラ翼の前縁に粗さを付け、模型船のSS 1 1/2から水素気泡を流して試験をした。また、船体に実船キャビテーション観測装置を取り付けていない状態の結果のみを載せることにする。

3.4.3.2 計測の結果

模型試験による計測の結果得られた船尾変動圧力を以下に示す。

図3.4.3.2は変動圧力波形のBlade Frequency成分の単振幅を次の様に無次元化して示したものである。

$$K_{ps} = \frac{\Delta P_s(\text{single})}{\rho n^2 D^2}$$

図3.4.3.2(a)は青雲丸第1代のプロペラMP No 217の結果であり、図3.4.3.2(b)は第3代のプロペラCP(MP No 218)の結果である。両図を比べると、MP No 218のK_{ps}はMP No 217より小さくなっていることが分かる。両プロペラとも通常型のプロペラであるが、前者は後者より翼数が多く、直徑が小さいこと等(表3.4.1.1参照)のために変動圧力が小さくなっている。その減少量は約26~31%程度である。(両図の比較では減少量はもっと大きいが、図3.4.3.2(a)の試験状態は図3.4.3.2(b)に比べて若干プロペラ荷重が高いため、同一の荷重条件で比べるとこの程度の減少量となる。)次に、ハイスクュープロペラHSP I, HSP IIの結果を図3.4.3.2(c), (d)に示した。これらの図の結果を、通常型プロペラCP(図3.4.3.2(b))と比べると、K_{ps}における減少量は約45~65%である。ハイスクュープロペラの採用による変動圧力の減少効果が非常に大きいことが分かる。また、この減少量は、キャビティボリュームにおける減少量(図3.4.2.3参照)よりもはるかに大きい。また、HSP IIは、HSP Iをtip unloadedにしたものであるが、それによる効果として、前者のK_{ps}が後者より若干小さい傾向が得られている。

図3.4.3.3は、Blade Frequency成分の位相 ϕ_s を示したものである。ただし、位相の定義は、変動圧力値P_mに対して

$$P_m = -\rho n^2 D^2 K_{pm} \cos(m(\theta - \phi_m))$$

の関係にある ϕ_m としている。図3.4.3.3(a), (b), (c)はおのおのCP(MP No 218), HSP I(MP No 219), HSP II(MP No 220)に対する図であるが、いずれにおいても、非キャビテーション状態では左右舷で位相差が大であるのに対し、キャビテーション状態ではそれが小さい。また、CPで $\phi_s \approx 10 \sim 20^\circ$, HSP IIで $\phi_s \approx 40^\circ$ であることは、3.4.2のキャビティ・ボリュームが最大になる翼角 θ とは対応している。

図3.4.3.4(a), (b), (c)はBlade Frequencyの2倍の成分波のK_{p10}, ϕ_{10} を示したものである。CPに比べHSPでK_{p10}が小さくなること、位相 ϕ_{10} がキャビティボリューム最大翼角位置とは対応すること(周期性から ϕ_{10} は $\phi_{10} + 360^\circ / 10$ と同等である)等はBlade Frequency成分の場合と同様である。

図3.4.3.5は高次の成分を見るために、実験状態N=163 rpmの場合のC点の計測波形のK_{ps}, ..., K_{p20}を3つのプロペラについて比較したものである。高次成分K_{p20}においてもCPよりHSPの方が小さいことが分かる。

3.4.3.3 実船実験との対応

3.3.7に示された実船の変動圧力計測値を、模型試験結果と比較するために、図3.4.3.2(b), (d)及び図3.4.3.

4(a), (c)の中にプロットした。 K_{p5} , K_{p10} における実船計測値と模型計測値の対応は、模型計測値の方が大きめの傾向が見られるものの、満足な結果と言えよう。これは、実船と模型船とで、キャビテーションがかなり良く合っていたことによると考えられる。しかし、実船の場合、中央より右舷寄で最大値をとる分布形であるのに對し、模型船の場合、はゞ船体中央で最大となる。

いずれにしても、模型試験による変動圧力計測が、実船の変動圧力をある程度定量的に推定できること、また、プロペラの違いによる変動圧力値の大小関係を模型試験のレベルで定量的に評価できること等が示されたと言えよう。

□ Pressure Gauge
 on Ship Hull in Full Scale
 ○ Pressure Gauge
 on Model Ship Hull

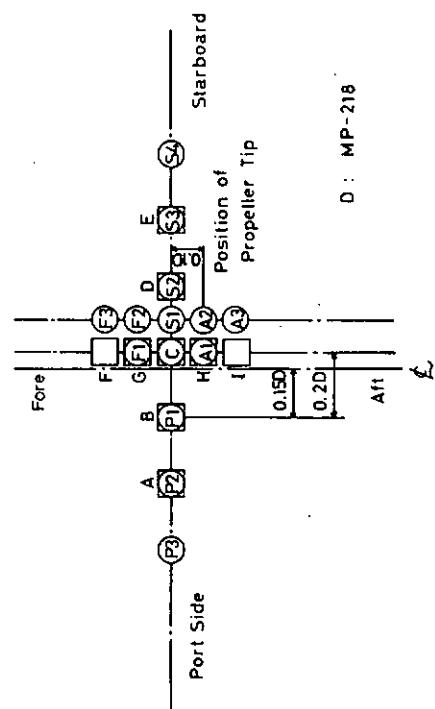


図 3.4.3.1 圧力計の配置図

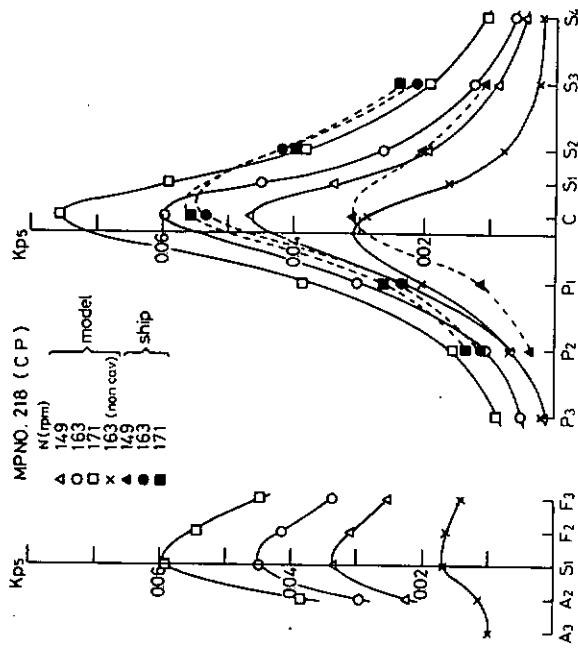


図 3.4.3.2(b) 船尾変動圧力, Blade Frequency
の1次成分の振幅, CP (MP No 218)

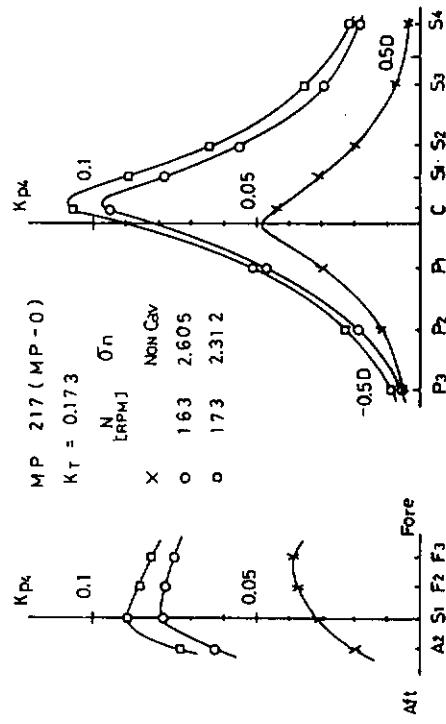


図 3.4.3.2(a) 船尾変動圧力, Blade Frequency
の1次成分の振幅, MP No 217

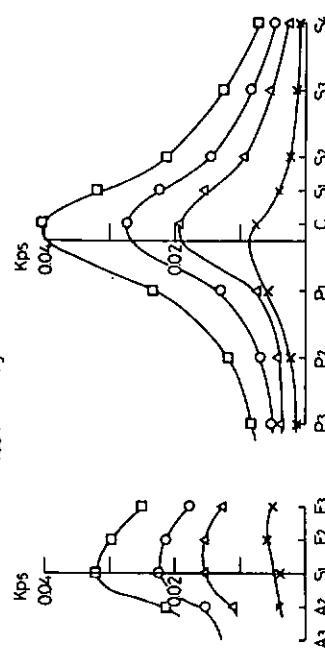


図 3.4.3.2(c) 船尾変動圧力, Blade Frequency
の1次成分の振幅, HSP I (MP No 219)

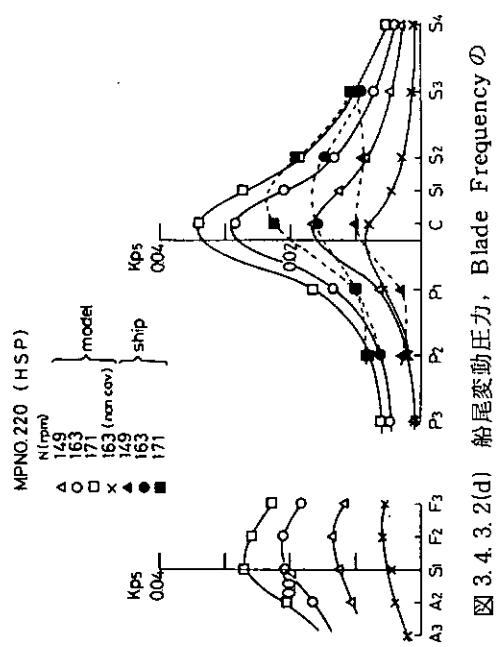


図 3.4.3.2(d) 船尾変動圧力, Blade Frequency の
1 次成分の振幅, HSP II (MP № 220)

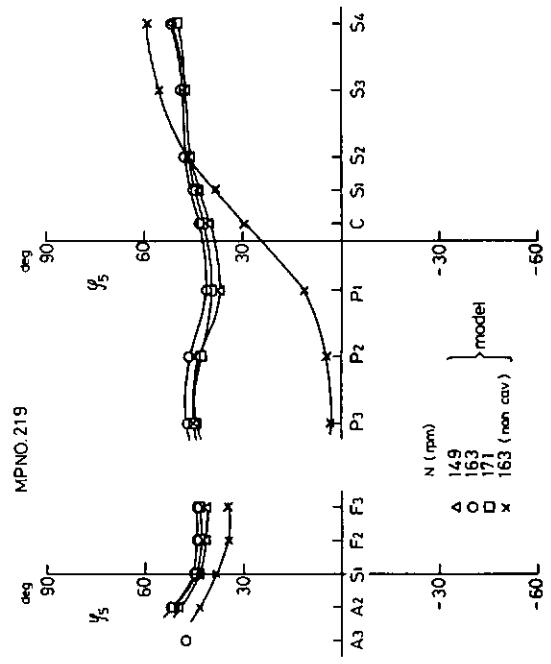


図 3.4.3.3(b) 船尾変動圧力, Blade Frequency の
1 次成分の位相, HSP I (MP № 219)

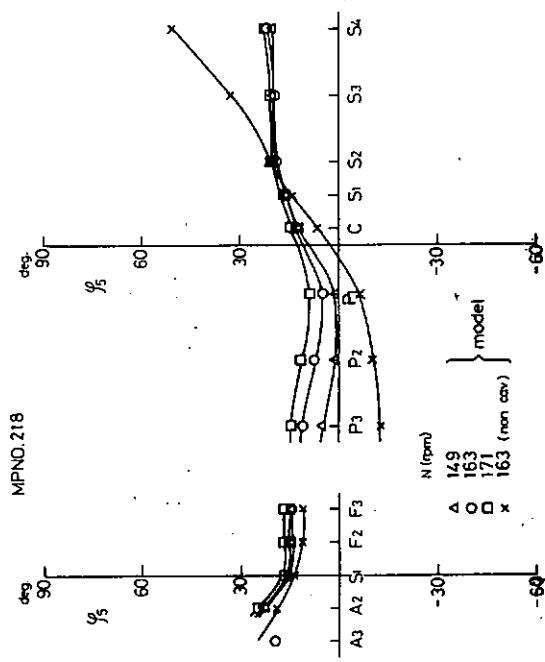


図 3.4.3.3(a) 船尾変動圧力, Blade Frequency の
1 次成分の位相, CP (MP № 218)

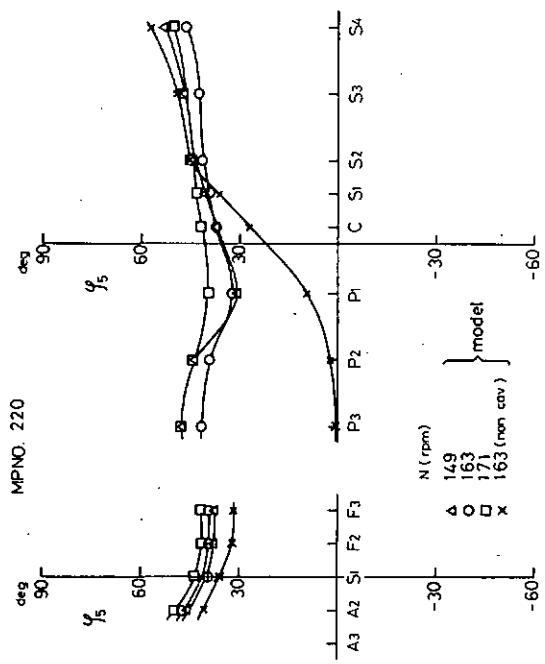


図 3.4.3.3(c) 船尾変動圧力, Blade Frequency の
1 次成分の位相, HSP II (MP № 220)

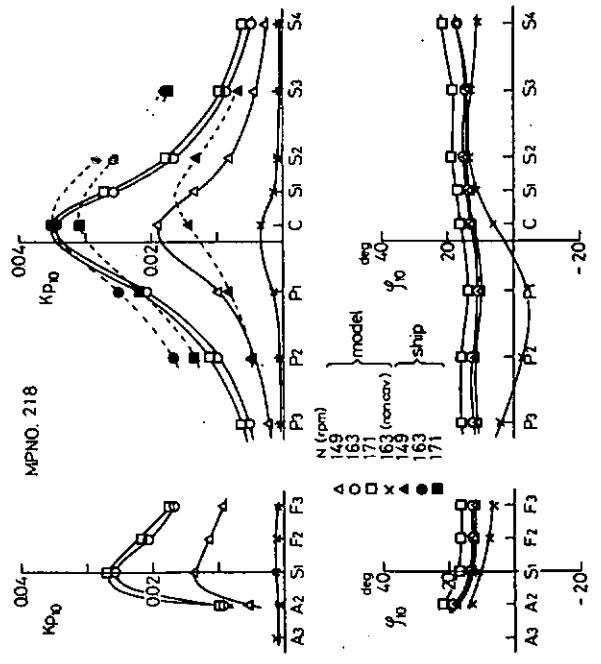


図 3.4.3.4(a) 船尾変動圧力, Blade Frequency
の 2 次成分, HSP I (MP No. 219)

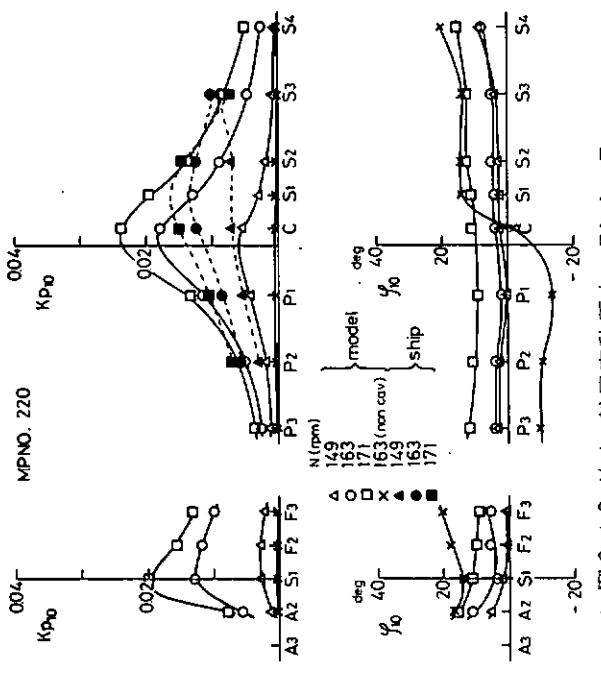


図 3.4.3.4(b) 船尾変動圧力, Blade Frequency
の 2 次成分, HSP II (MP No. 220)

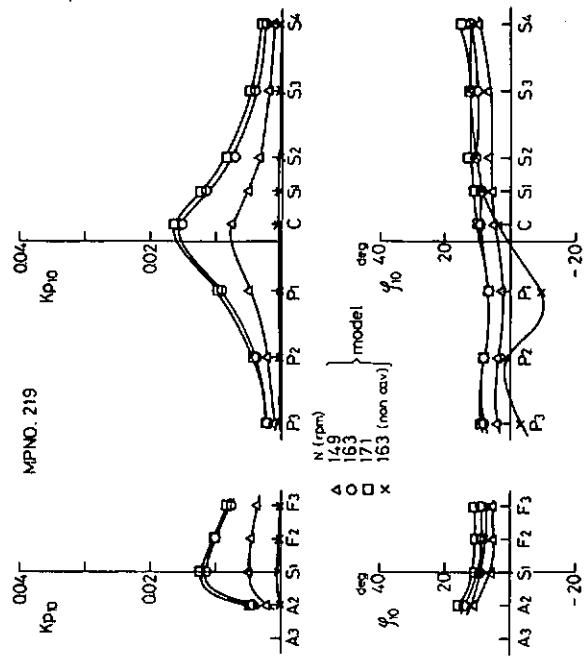


図 3.4.3.4(c) 船尾変動圧力, Blade Frequency
の 2 次成分, HSP II (MP No. 220)

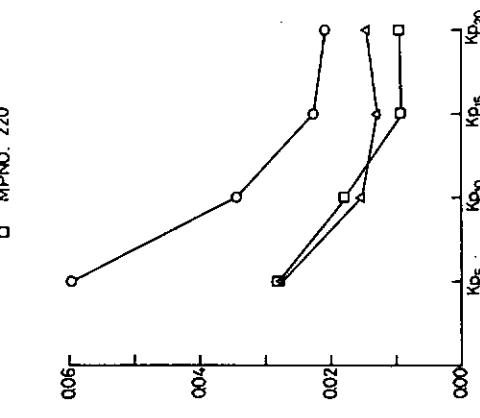


図 3.4.3.5 船尾変動圧力の高次成分
の比較 (計測点 C, 回転数 163 rpm)

3.4.4 キャビテーション騒音の計測

東京大学担当

3.4.4.1 試験の実施

計測は、東京大学の船用キャビテーションタンネルで行った。模型プロペラは、CP(MP 218), HSP I(MP 219), HSP II(MP 220)の3種を用いたが、主にCPとHSP IIについて報告する。伴流分布、実験条件、キャビテーションパターンは、3.4.1に示された通りである。使用したハイドロフォンはB & K 8103型で実船試験に用いたものと同型である。タンネル内のハイドロフォン配置図を図3.4.4.1に示す。実船と相似の位置に配置した。

3.4.4.2 計測結果

図3.4.4.2～3.4.4.4にCP, HSP I, HSP IIの結果を示す。回転数(実船)が増すにつれて騒音レベルが全体的に大きくなっている。図3.4.4.5はCP, HSP IIの163 rpm及びNon Cavi状態での比較である。CPのNon Cavi時には4 kHz付近に、Singingと思われるピークが見えるが、これは実船CPの70 rpm(Non Cavi状態)でも観測された。163 rpmの比較では、Blade Frequency 1次成分では差が見られないが、2次、3次成分ではHSP IIの方がCPより5～7 dB低くなっている。

3.4.4.3 実船実験との対応

模型による実船推定値と、実船計測値(3.3.8参照)との比較を、CPは図3.4.4.6, HSP IIは図3.4.4.7に示す。ここで模型から実船への尺度修正方法としてはもっとも基本的なLevkovskiiの方法を用いた。Levkovskiiの方法は以下の通りである。

$$\left\{ \begin{array}{l} f_s/f_m = 1/\lambda \cdot (\sigma_s/\sigma_m)^{1/2} \cdot v_s/v_m \\ L_{ps} - L_{pm} = 20 \log [\lambda^{3/2} \cdot (\sigma_s/\sigma_m)^{1/2} \cdot (v_s/v_m) \cdot (r_m/r_s)] \\ \sigma_1 = \frac{P - Pv}{\frac{1}{2} \rho v^2} \quad r : 音源からの距離 \\ \lambda = L_s/L_m = D_s/D_m \end{array} \right.$$

結果は推定値の方が実測値より、やや大きくなる傾向を示す。原因の1つとして、タンネル内の残響、反射の影響が考えられる。

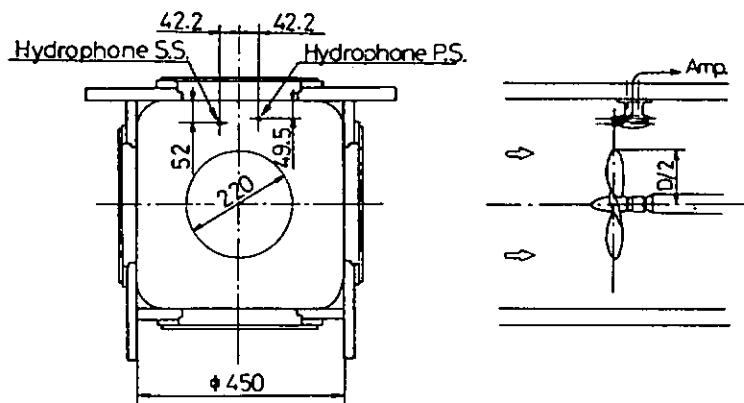


図3.4.4.1 ハイドロフォン取付位置

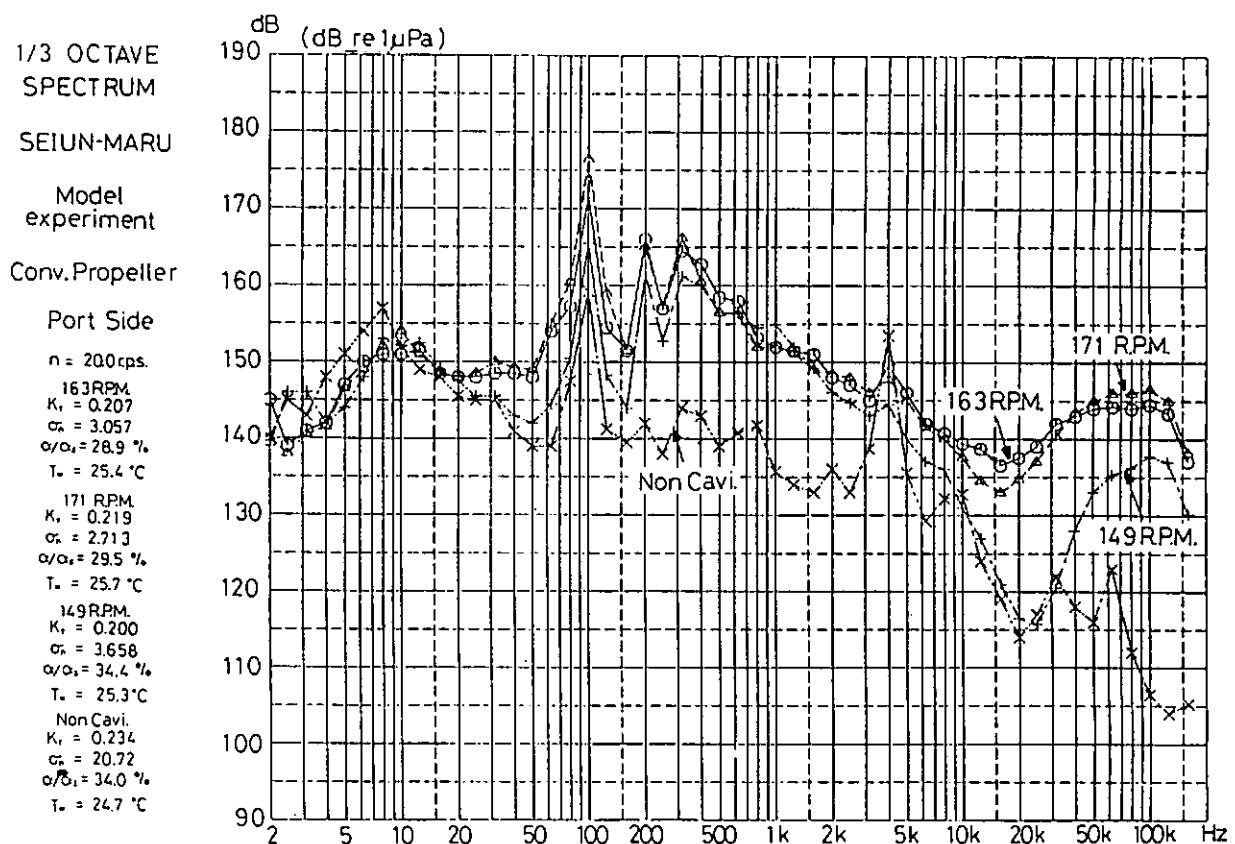


図 3.4.4.2

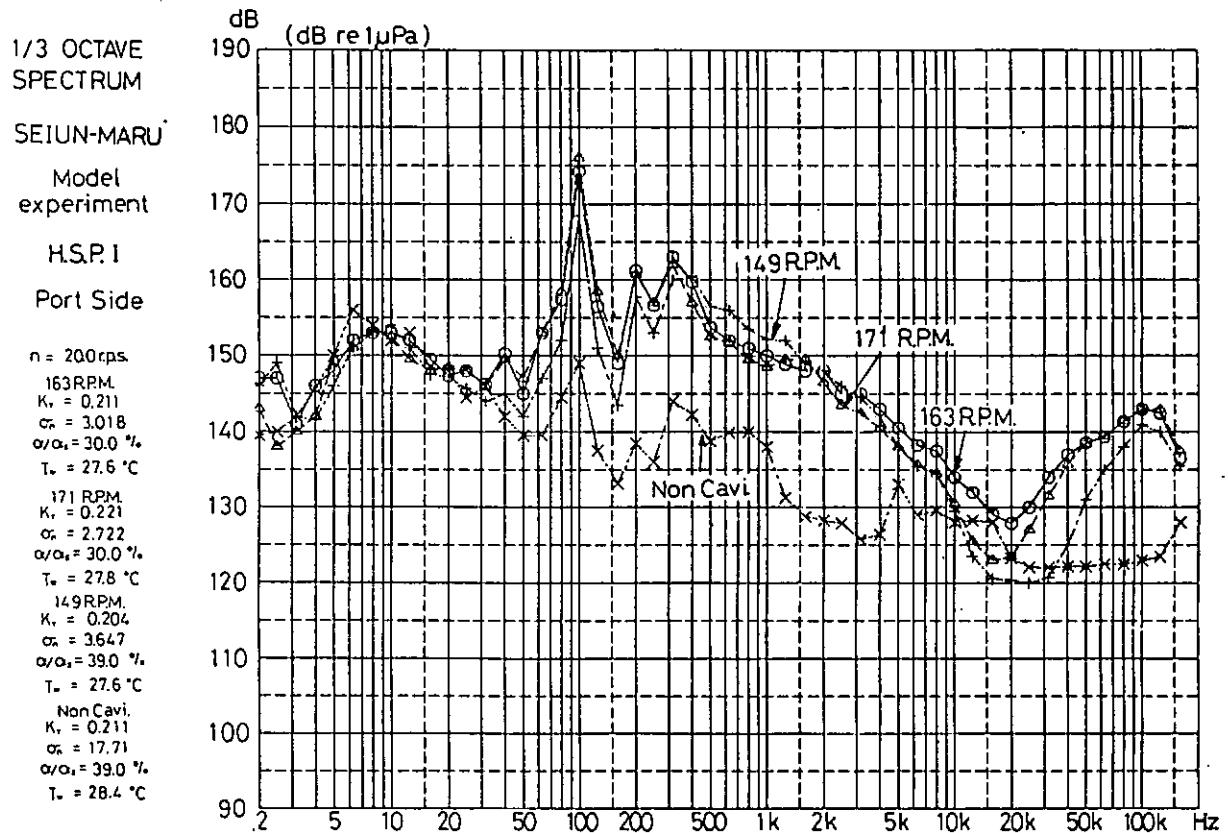


図 3.4.4.3

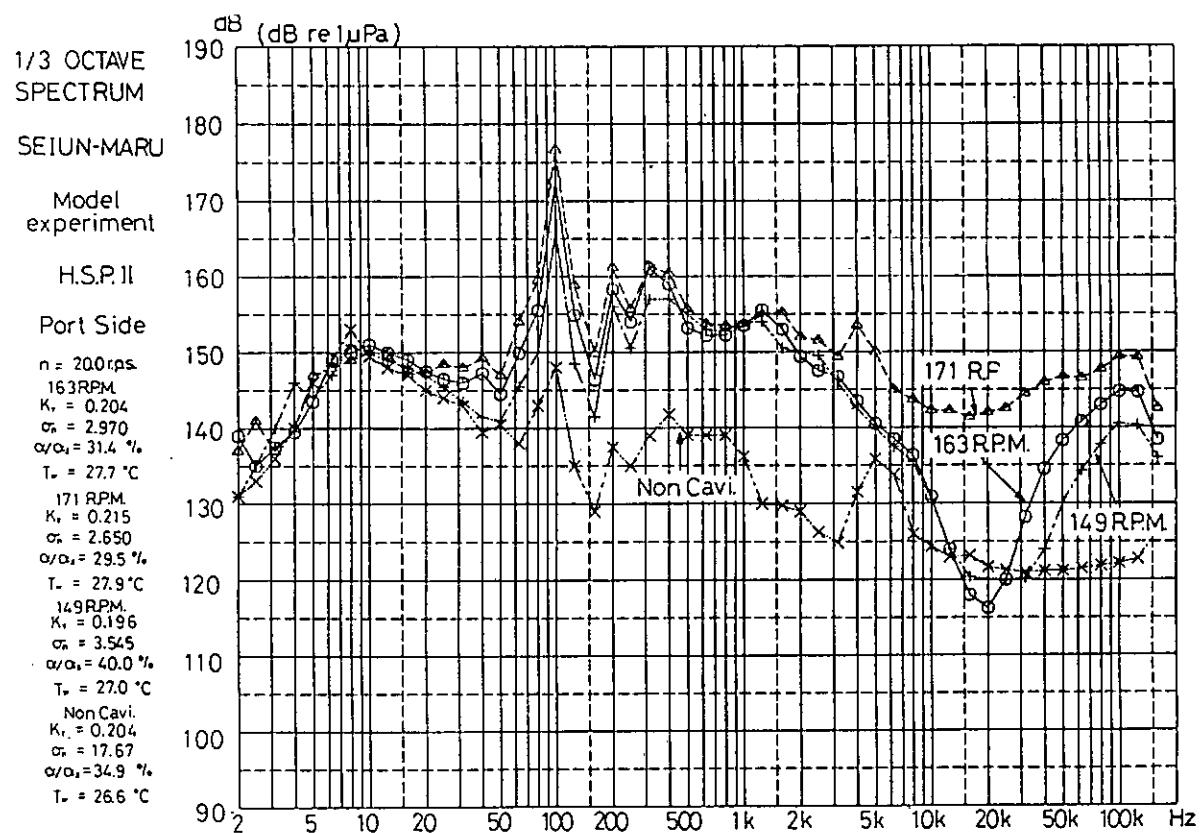


図 3.4.4.4

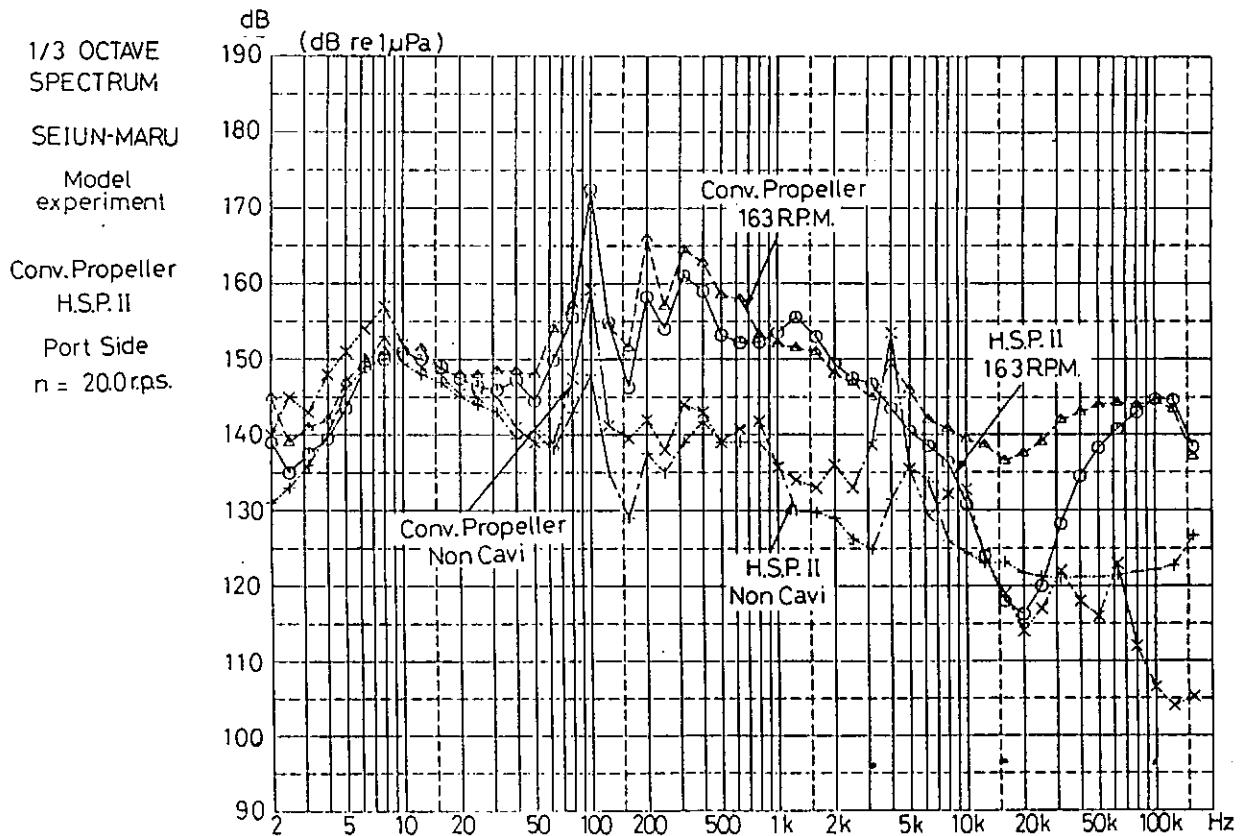


図 3.4.4.5

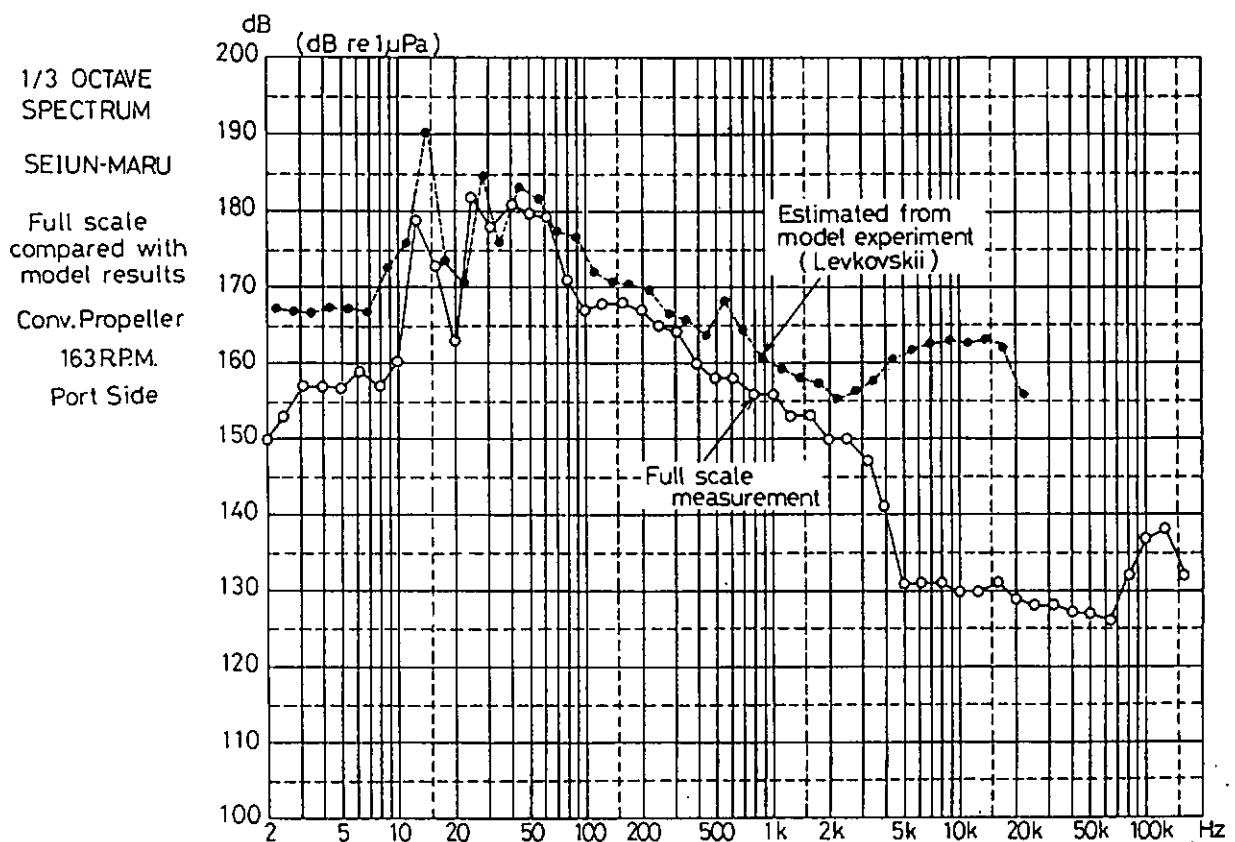


図 3.4.4.6

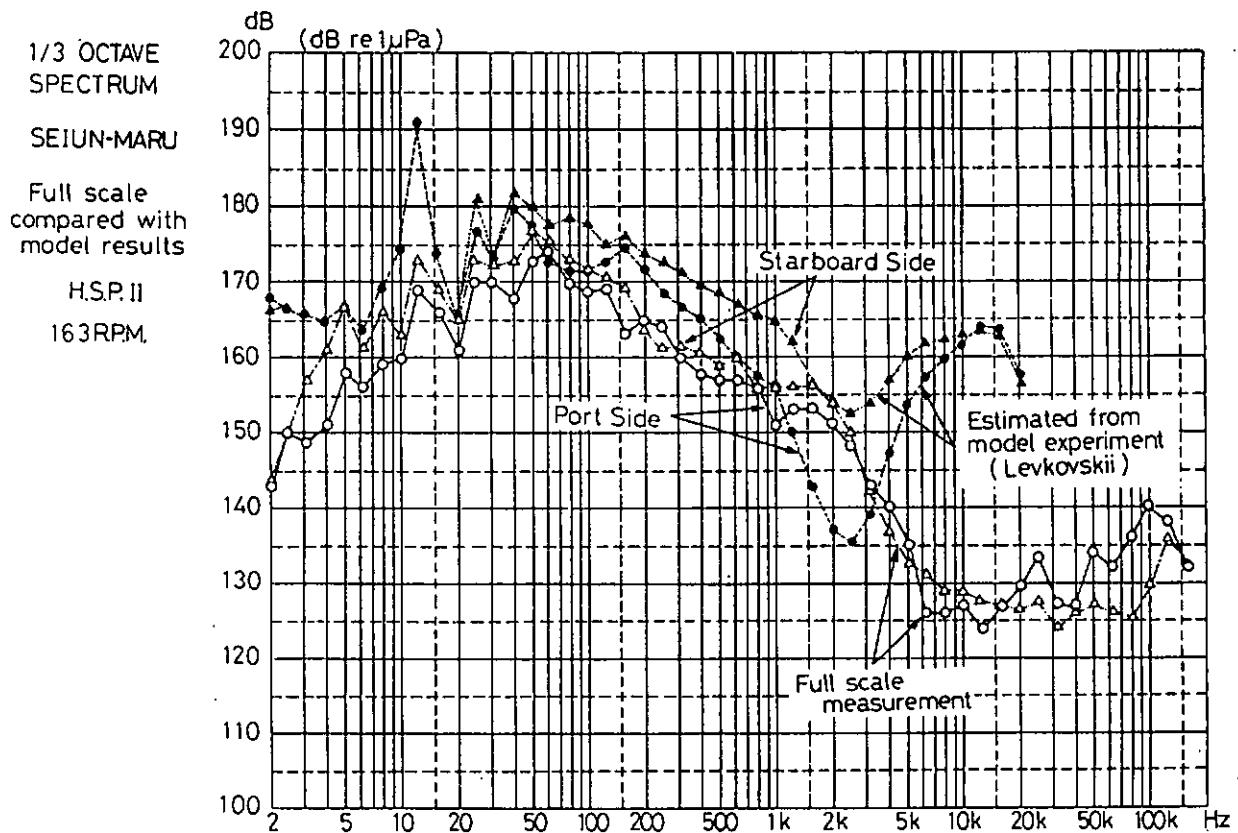


図 3.4.4.7

3.5 理論計算

三菱重工業、日立造船、石川島播磨重工業及び川崎重工業担当

3.5.1 目的

船体振動及び騒音の軽減に対する要求が厳しくなるに従って、これの主原因の1つであるプロペラ起振力を設計の初期段階で推定することの必要性が高まって来ており、従来、実験データを主体に検討が行われて来たプロペラ起振力を理論計算によって推定する手法も開発されるようになった。

本節では、これらの理論計算法の中、我が国で開発された4種の方法について、前章までに述べた実船試験と模型試験の結果とどの程度対応するのかを調査することにした。

プロペラ周りに誘起される変動圧力は、船尾の不均一伴流による非定常キャビテーションの発生と共に著しく増加することが知られており、この非定常キャビテーションが非常に複雑な現象であることから理論的アプローチはなかなか困難でいくつかの仮定並びに近似を前提としなければならないのが現状である。

したがって理論計算と実験結果との対応については、

- (1) 定量的な比較、その他に
- (2) プロペラ形状の影響を定性的に表し得るか
- (3) 計算条件、試験条件の相違の影響はどの程度か

の観点から検討することにした。

3.5.2 変動圧力及び起振力の計算

3.5.2.1 計算方法

プロペラキャビテーション及び変動圧力の計算は本部会の前年度における調査の一環としてもSR 171幅広浅喫水船型¹⁾を対象に設計されたMP No 1, 2, 5 (Skew angle変更)について行われている²⁾。

この時用いられた理論計算法は、イ) 気泡追跡法、ロ) 非定常計算法、ハ) Vorus法の3種(計算法を区別するため便宜上つけた名前、内容については後述)であるが、本年度はこれらほかに、いわゆる非定常計算法をもう1種追加し、合計4種の計算法により理論計算を行った。

これらの理論計算は概略次のステップにより行われる。

- (1) 与えられたプロペラ形状、伴流分布及び前進率に対する、キャビテーションが発生しない状態での翼面上圧力分布計算
- (2) (1)の圧力分布から翼面上に発生するキャビテーションの範囲の推定
- (3) キャビティ厚み及び(2)と合わせてのキャビティボリュームの推定
- (4) キャビティボリュームの時間的変動による変動圧力の計算、これにプロペラ翼面荷重及び翼厚による変動圧力を加える。

ただしVorusの方法は(4)の船体表面における変動圧力を計算する代りに、プロペラ及びキャビテーションを表す特異点分布と船体振動のポテンシャルから船体に作用するサーフェスフォースを求めるものである。

(1)～(3)の各ステップについても、理論の構成、開発の背景に応じて適当と考えられる推算法を採用している。計算の内容については前年度報告書²⁾並びに各参考文献に述べられているので本報告書には各方法の特徴を対照して説明する。

気泡追跡法は翼の前縁に発生した複数の微少気泡(初期半径10 μmと仮定)の翼面上における体積を周囲の圧力の変化に対応させて計算し(Rayleigh-Plessetの方程式による)、その包絡線に2次元翼に関する修正を加えてキャビティの体積とするものである。変動圧力はこの体積の気泡が0.9 Rの翼弦中央に位置するものとして計算する³⁾。

非定常計算法は前年報告したものと今年度の計算に加えたものとの2種があり、便宜上前者をI、後者をIIと

呼称する。Iの方法はTulin-Hsuの理論を用いて非定常キャビテーションの効果を考慮したキャビティ範囲及びボリュームの計算を行う。^{4) 5) 6)}

IIの方法はこれらの効果を実験との対比による修正係数の形で導入し、更にキャビティの体積変動から求めた変動圧力に対し実験との比較による修正を行っている。⁷⁾

Vorus方法は上述のようにサーフェスフォースをプロペラ特異点と船体振動のRadiation Potentialとから求めるものである。⁸⁾ここではプロペラキャビテーションを表す特異点の計算をキャビティの範囲についてはJohanssonの気泡成長時間法を、キャビティの厚みについてはNoordzijの方法¹⁰⁾を用いている。

これらの特徴を計算のステップごとに略記して表3.5.2.1に示す。各方法の略称は上述の上からA, B, C, D法と名づけ、以下の比較にはこれを用いることとする。

3.5.2.2 計算条件

(1) プロペラ形状

模型プロペラは本年度研究の供試模型MP, 218, 219, 220の3個、実船プロペラはこのうち218(CP)及び220(HSP II)と相似のプロペラ2個である。

プロペラの主要目を表3.2.3.3に、設計図を図3.2.3.3に示す。

(2) 伴流分布

伴流分布は模型船後方にて計測した分布(図3.2.2.9)を基に実船に対して推定したもの(図3.4.1.3)を用いた。なお伴流分布の変化、特にwake peakの高さの影響を調べるために数例について模型試験結果並みにwake peakの高さを増加させた場合についても計算を行った。

(3) プロペラ作動点

模型試験を行った中からプロペラ回転数163 rpmに相当する状態を各プロペラ、各計算法共通に選んだ。しかし実船試験の行われた状態はこれとは必ずしも一致していないので、上述の伴流分布の場合と同様に数例についてキャビテーション係数及び推力係数を変更した場合についても計算を行った。

模型試験及び実船試験におけるプロペラ作動点を表3.5.2.2に示す。

(4) プロペラ変動圧力の計算位置

模型試験における変動圧力計測位置図3.4.3.1に合わせた。

3.5.3 考 察

(1) キャビテーションパターン

実船試験、模型試験、理論計算法A, B, C, Dについて、各プロペラの代表的位相ごとにキャビテーションパターンの比較を図示したものを図3.5.3.1～3.5.3.3に示す。これによるとキャビテーションの範囲が最大になるときの面積は実験と理論計算とでかなりよく合っているがキャビテーションパターンについてはかなりの相違がある。この相違は特にハイスクープロペラにおいて著しい。これを見やすくするためにキャビテーションの初生、成長、消滅の各ステージについて代表的なパターンを選んで比較したものを図3.5.3.4～3.5.3.6に示す。

(2) キャビティボリューム

プロペラごとに実験、計算の比較を行ったものを図3.5.3.7に示す。実験値は模型がMP218及びMP220、実船がMP220相当のみであるが、計算値はいずれも実験値より低く、また裾野が広い(キャビティの発生より消滅までの時間が長い)、計算値相互間の大小関係は大きい方から大略D, A, B, Cの順になっている。図3.5.3.8は各計算法ごとにプロペラ相互間の比較を示したもので、いずれの計算法も類似の傾向を与えている。

(3) プロペラ変動圧力

プロペラごとに実験、計算の比較を行ったものを図3.5.3.9に示す。実船試験と模型試験の結果はかなりよく

合っている。計算値のうちD法によるものは変動圧力 ΔP ではなくサーフェスフォース F の形で計算されるので $K_F = F / \rho n^2 D^4$ の形で無次元化した値を $K_F = \Delta P / \rho n^2 D^2$ を縦軸とする図に併記した。このとき K_F はサーフェスフォースが船底表面のプロペラ直径を一辺とする正方形上に一様に作用したと考えたときの圧力の無次元値 K_F に相当する。計算値の相互間には相當に大きな相違があり、大きい順にA又はD, B, Cの順になっている。

変動圧力の計算、相互間の差はキャビティボリューム相互間の差よりも大きい。変動圧力に最も支配的な影響を及ぼすのはキャビティボリュームの時間に対する2階微分値であるが、この間の計算過程における近似の相違の影響も現れているように思われる。

図3.5.3.10は計算法ごとにプロペラ相互間の比較を行ったもので計算法による相違がキャビティボリュームの場合より大きいが、スキーの変動圧力に及ぼす影響は明瞭に現れている。

(4) プロペラ作動条件による変動圧力の変化

3.5.2に述べたように上述の計算は各プロペラ共、1状態についてのみ計算を行っている。しかし、表3.5.2.2に示すように実船試験における推力を基準にするか馬力を基準にするかによってプロペラの作動条件がかなり変化し、模型試験との対応もズレて来る所以MP218を対象に推力係数 K_T 、キャビテーション係数 α_n 及び伴流分布のwake peak値を変更した場合のプロペラ変動圧力の計算を行った。ここで推力係数は表3.5.2.2の K_{T1} 及び K_{T2} (模型試験相当)の2種とし、キャビテーション係数は試験状態を超えて大幅に変えてみた。また伴流分布についてはwake peakを模型船並みの $W_{nex} = 0.8$ とした場合を試みた。計算はC法によった。

計算結果を図3.5.3.11に示す。この図よりキャビテーション係数による変化は実験と理論とで対応すること、推力係数 K_T 及び伴流分布のwake peakの増加と共に変動圧力はかなり増加することが分かる。

なお図3.5.3.9では模型と実船の変動圧力がよく一致していたが、このように α_n ベースにプロットすると実船計測値は模型試験結果よりも低めの値となる。

(5) まとめ

以上、プロペラキャビテーションと変動圧力の理論計算について今回の青雲丸対象の模型試験及び実船試験結果との比較を行った。その結果、理論計算値相互間には計算法により大きな相違が見られるが、今回のようなかなり大きなプロペラ翼形状の変化に対しては、実験と同様な傾向を与えることが分かった。したがって現在の理論計算法は、プロペラ変動圧力の定量的推定にはなお問題があるにしても、スキーの付加等、設計改善の方向付けには使用に耐えるものと考えられる。

理論計算法の改善のためには、まず非定常キャビテーションの推定精度向上が必要と考えられる。例えば図3.5.3.3又は3.5.3.6に見られるように特にハイスクープロペラは現在の推定法では不十分である。現在の方法は時代の要請に応えて変動圧力の近似計算を可能にするために開発されたものが大部分であり、その改善のためには基本的な仮定、近似の妥当性の検討に立戻る必要がある。

なお、この過程において理論の比較対象となる実験値の吟味も必要である。3.5.3(4)に述べたプロペラ作動条件のほか、計測用Pick up自体の振動(模型・実船共)、模型・実船の相関(伴流分布等)の影響についても平行して検討を進める必要がある。

参考文献

- (1) 第171研究部会、昭和53年度報告書
- (2) 第183研究部会、昭和56年度報告書、第3章第4節 pp. 21~32
- (3) Sato, R., Prediction of Cavity Extent and Thickness of Cavitation for Marine Propellers by Bubble Tracing Method, IAHR Symp. Tokyo(1980)
- (4) Isshiki, H., and Murakami, M., Theoretical Treatment of Unsteady Cavitation on Ship Propeller

- (5) 横町政芳ほか, プロペラ起振力の一計算法
関西造船協会誌 №182 pp. 91~102
- (6) Tulin, M. P. and Hsu, C. C., New Application of Cavity Flow Theory, 13th Symposium on Naval Hydrodynamics, Tokyo (1980)
- (7) Hoshino, T., Prediction of Propeller Induced Fluctuating Pressures and Correlation with Full Scale Data, Mitsubishi Technical Bulletin №150 (1981)
- (8) Vorus, W. S., A Method for Analyzing the Propeller Induced Vibratory Forces Acting on the Surface of a Ship Stern, SNAME Vol. 182 (1974)
- (9) Johnsson, C. A., Correlation of Prediction and Full Scale Observations of Propeller Cavitation, I. S. P. Vol. 20 №226 (1973)
- (10) Noordzij, L., Pressure Field Induced by a Cavitating Propeller, I. S. P. Vol. 23, №260 (1976)

表 3.5.2.1 プロペラ変動圧力理論計算法の構成

		A	B	C	D
		気泡追跡法	非定常キャビテーション(I)	非定常キャビテーション(II)	Vorus
Non-cavitating Conditionにおける翼面圧力分布	渦分布	小山の非定常揚力面理論	同 左	同 左	同 左
	圧力分布	等価2次元翼	同 左	同 左	同 左
キャビテーションの範囲		気泡追跡法	$r > 0.75 R$ 線型のCavity flow $r < 0.75 R$ 揚力等価法	揚力等価法と実験的修正	Johnssonの気泡成長時間法
キャビテーションの厚み及び体積		気泡追跡法	2次元Cavity flow理論 Tulin-Hsu	2次元Cavity Flow Isay	2次元Cavity Flow理論 Noordzij-Guerst
変動圧力 (サーフェスフォース)	空間圧力	キャビティのボリューム変動	キャビティ厚みの変動	キャビティエリアの変動	キャビティを含むプロペラ特異点と船体振動のRadiation Potential Fin
	固定境界係数	2.0	2.0	2.0	

表 3.5.2.2 模型試験及び実船試験におけるプロペラ作動点

模 型 試 験

[] は理論計算を行った状態

Prop No	N	K _T	σ_n
218 (CP)	149 rpm	0.200	3.66
	163	0.207	3.06
	171	0.219	2.78
219 (HSP-1)	149	0.204	3.66
	163	0.211	3.06
	171	0.221	2.79
220 (HSP-2)	149	0.195	3.57
	163	0.201	2.99
	171	0.212	2.71

実 船 試 験

	N	K _{T1}	K _{T2}	σ_n
CP (MP 218)	149 rpm			3.41
	163	約 0.25	約 0.21	2.85
	171			2.59
HSP (MP 220)	149			3.30
	163	約 0.2	約 0.17	2.76
	171			2.50

K_{T1} : 推力計による計測結果より求めた推力係数K_{T2} : 馬力計による計測結果よりプロペラ単獨特性を介して求めた推力係数, CP (M.P.218の模型試験はこの K_T に合わせた)

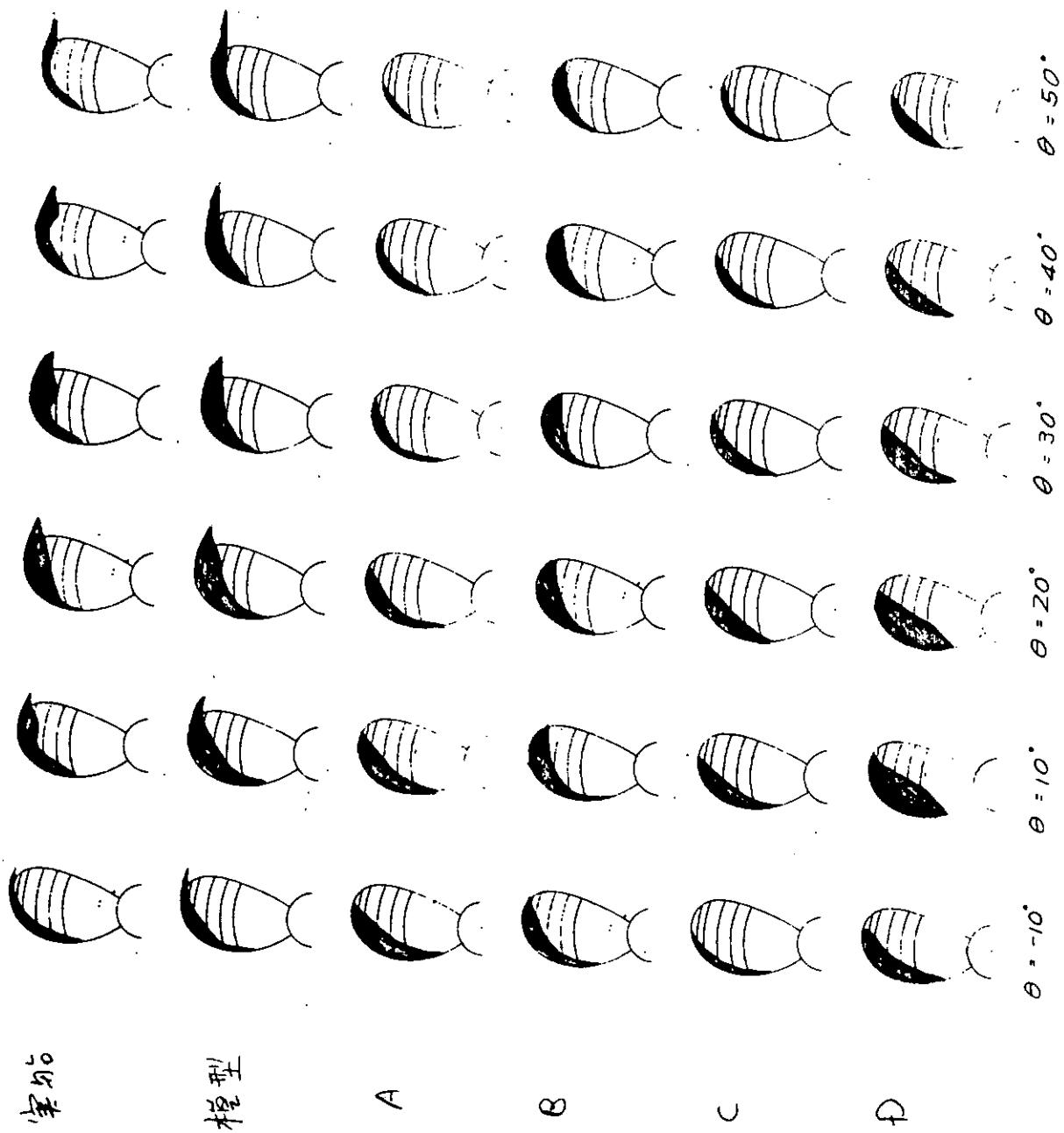


図 3.5.3.1 MP:218キャラビテーションパターン角度ベースの比較

標準型

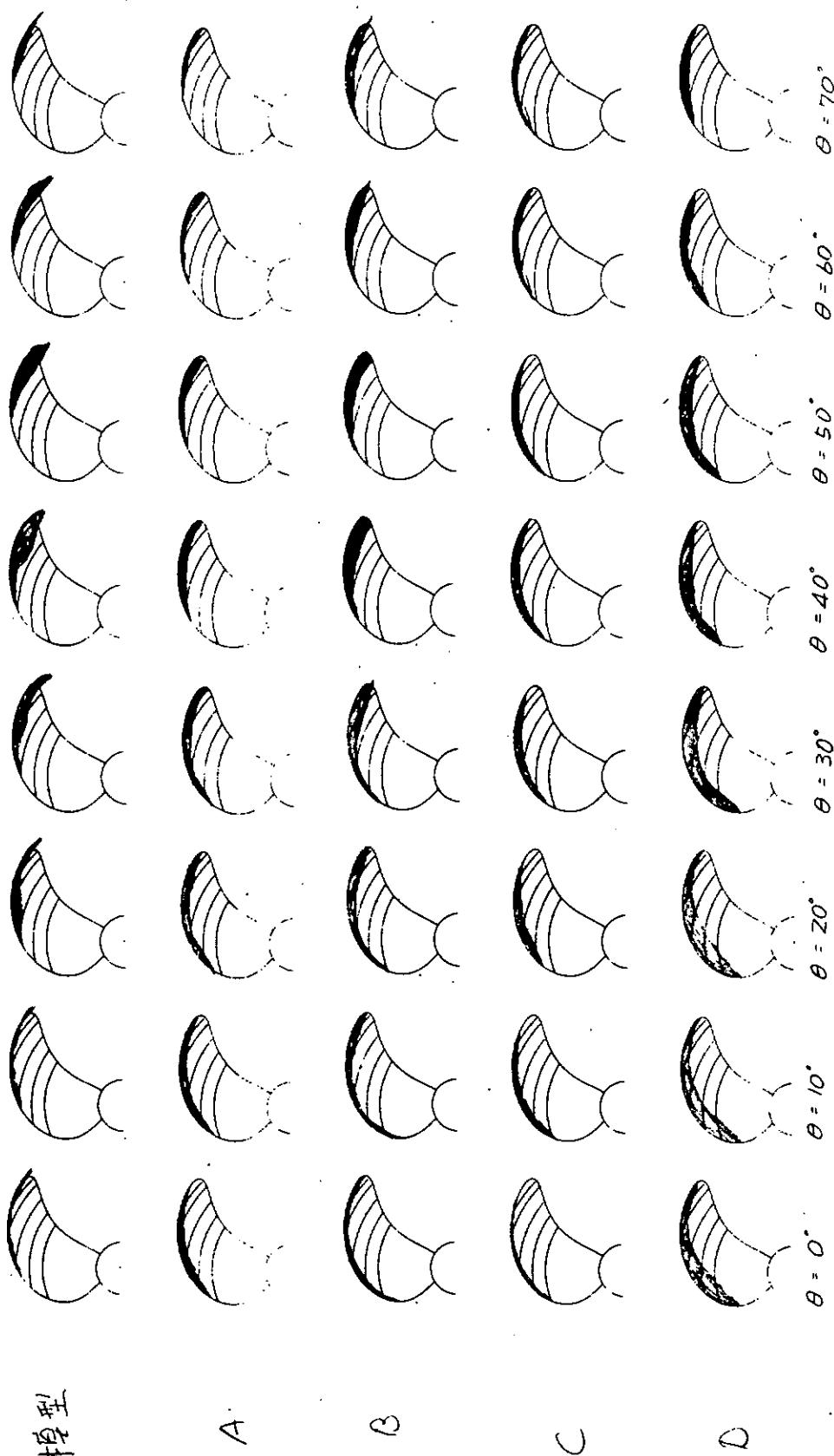


図 3.5.3.2 MP.219キャビティーショットパターン角度ベースの比較

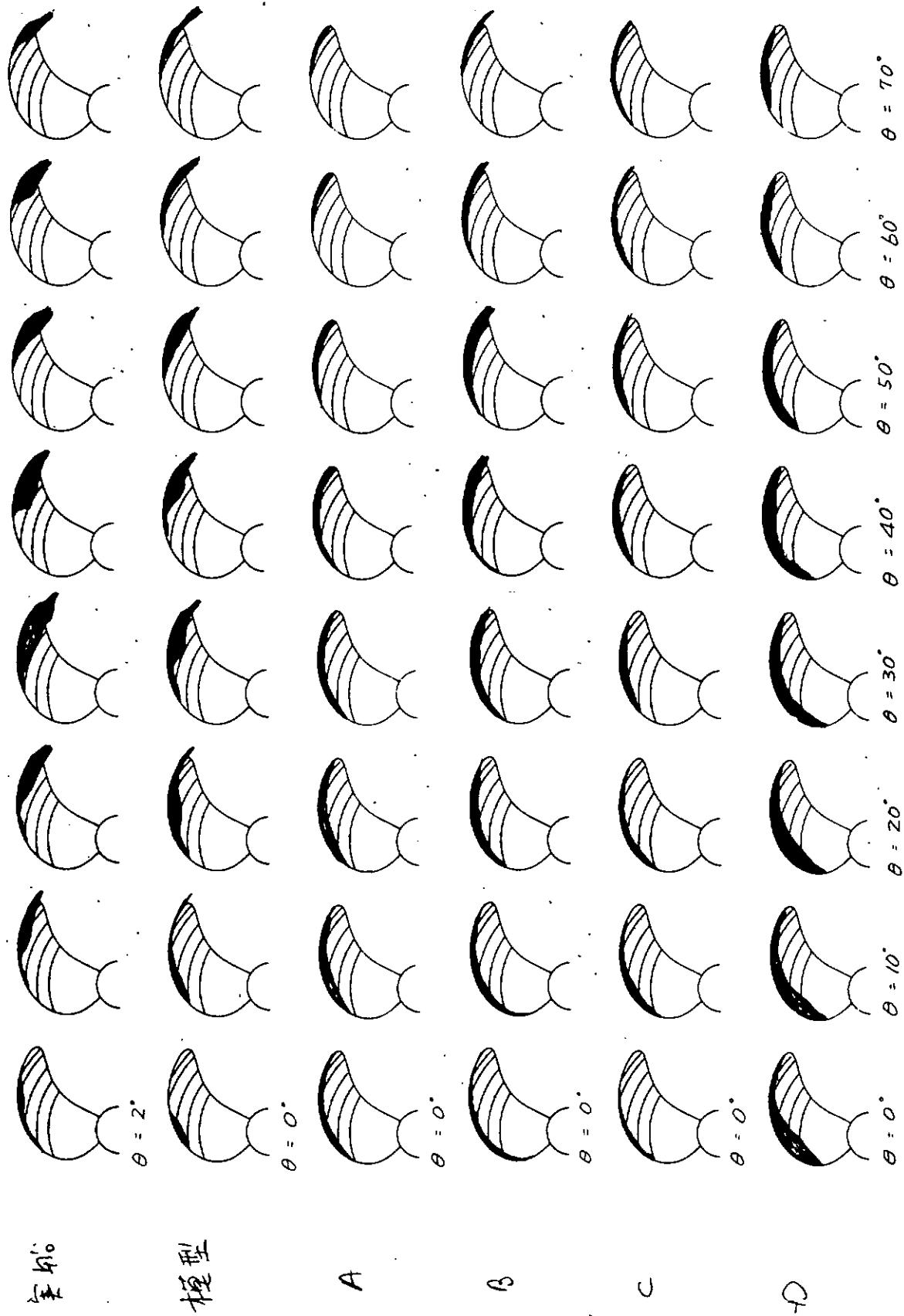


図 3.5.3.3 MP.220 + ビテーション・シバターン角度ベースの比較

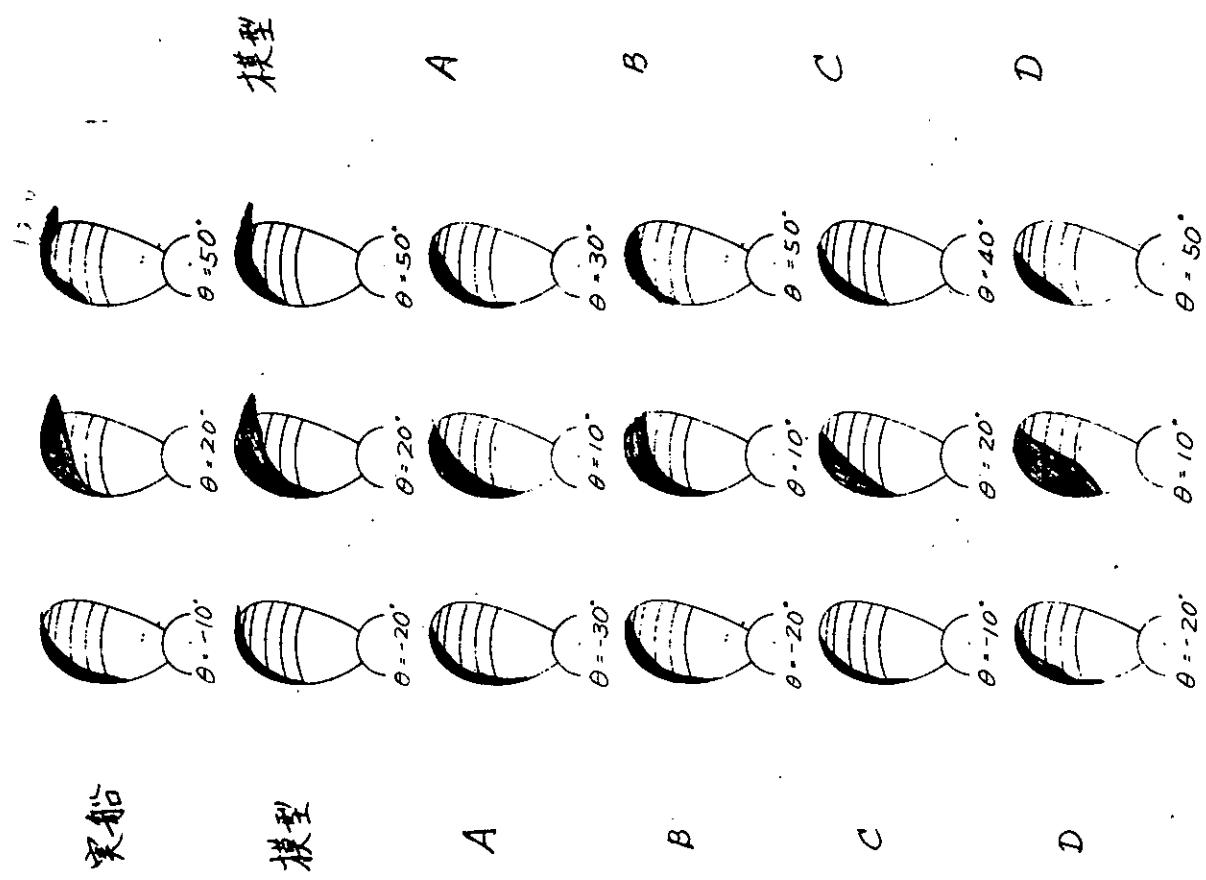


図 3.5.3.4 MP.218 代表的なキャラビテーションパターンの比較

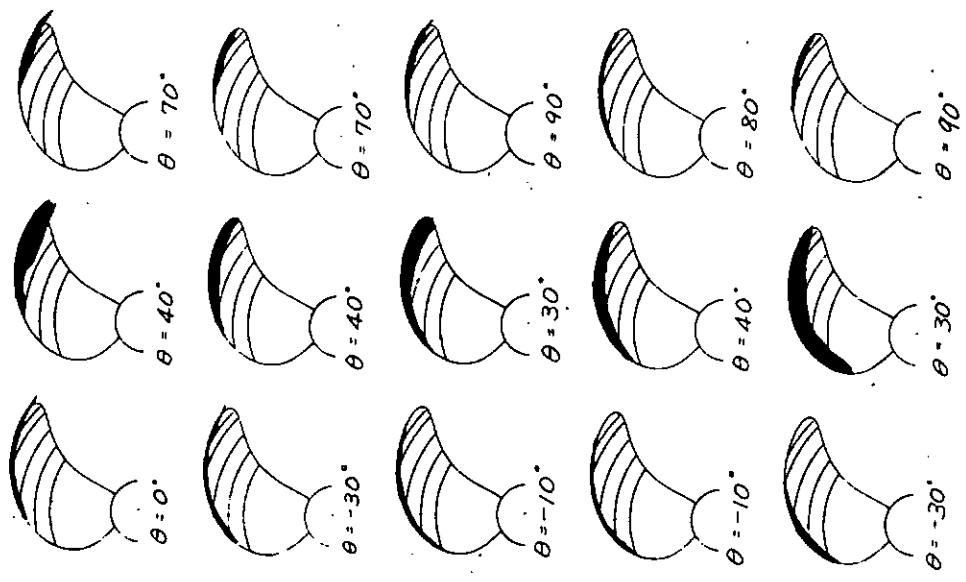


図 3.5.3.5 MP.219 代表的なキャラビテーションパターンの比較

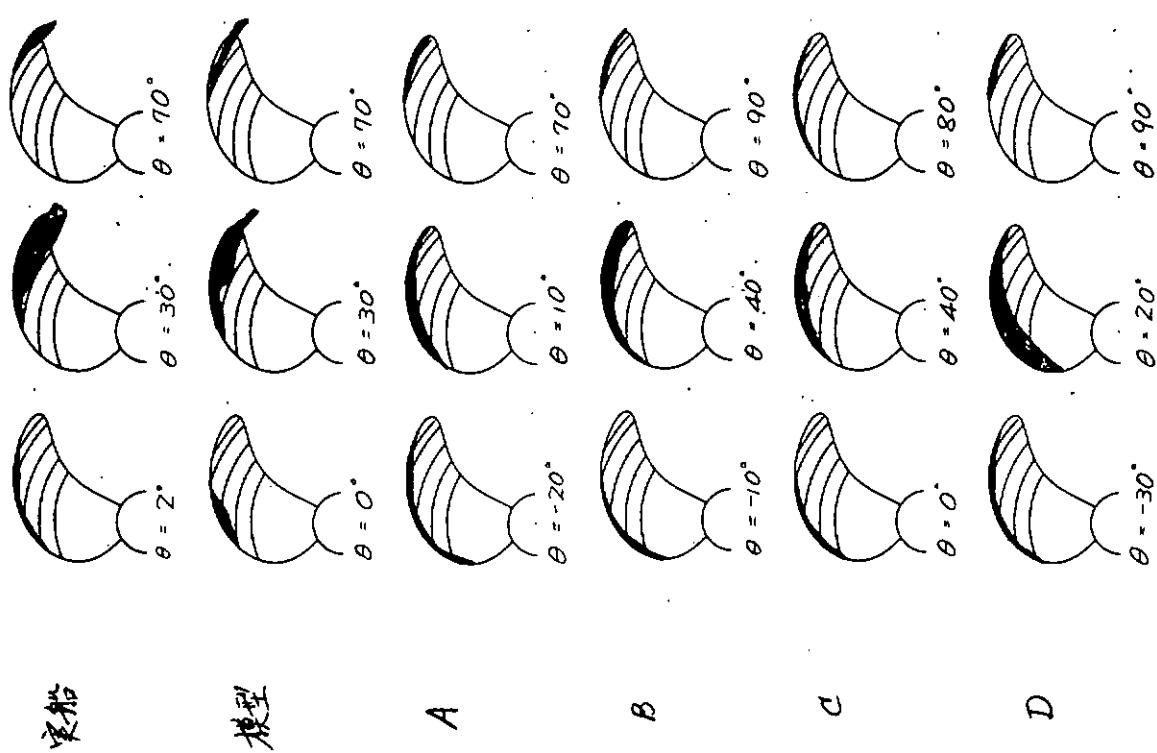


図 3.5.3.6 MR 220 代表的なキャビテーションパターンの比較

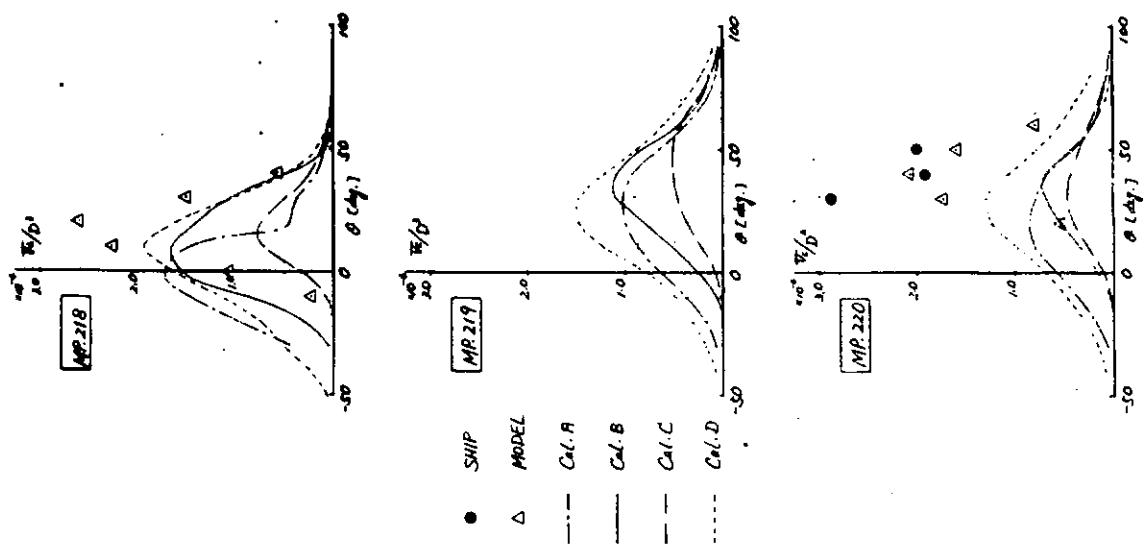


図 3.5.3.7 キャビティボリュームの比較

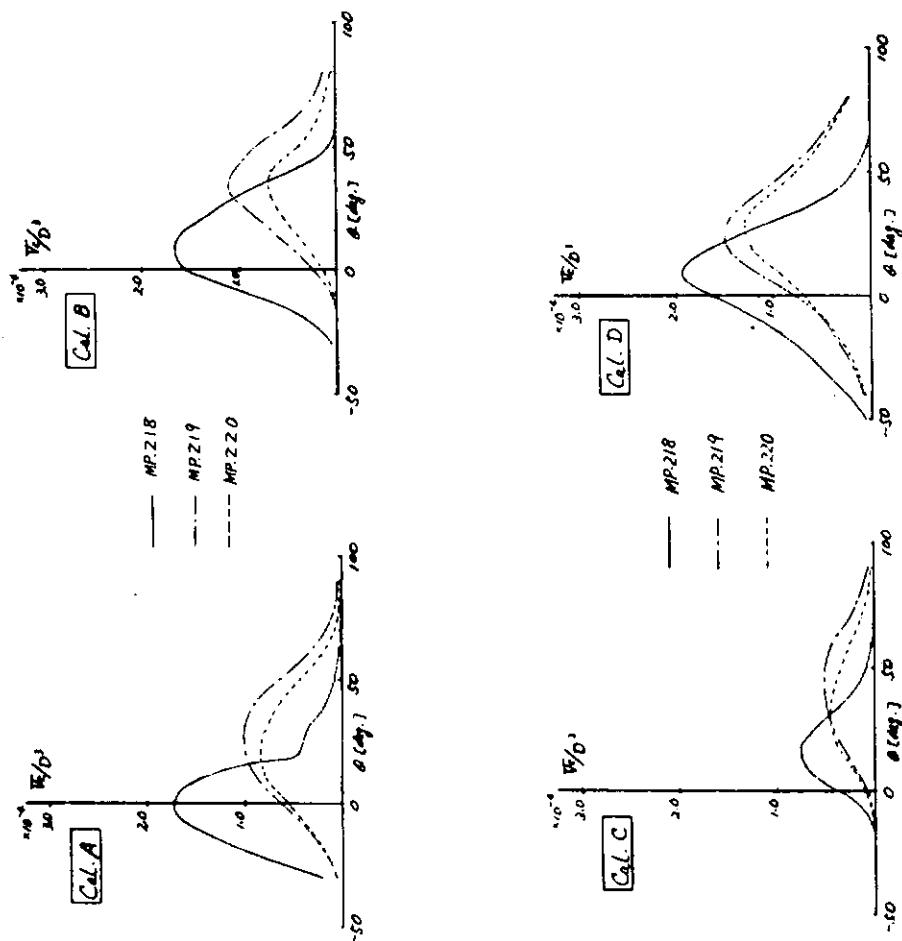


図 3.5.3.8 キャビティボリュームの比較(理論計算値)

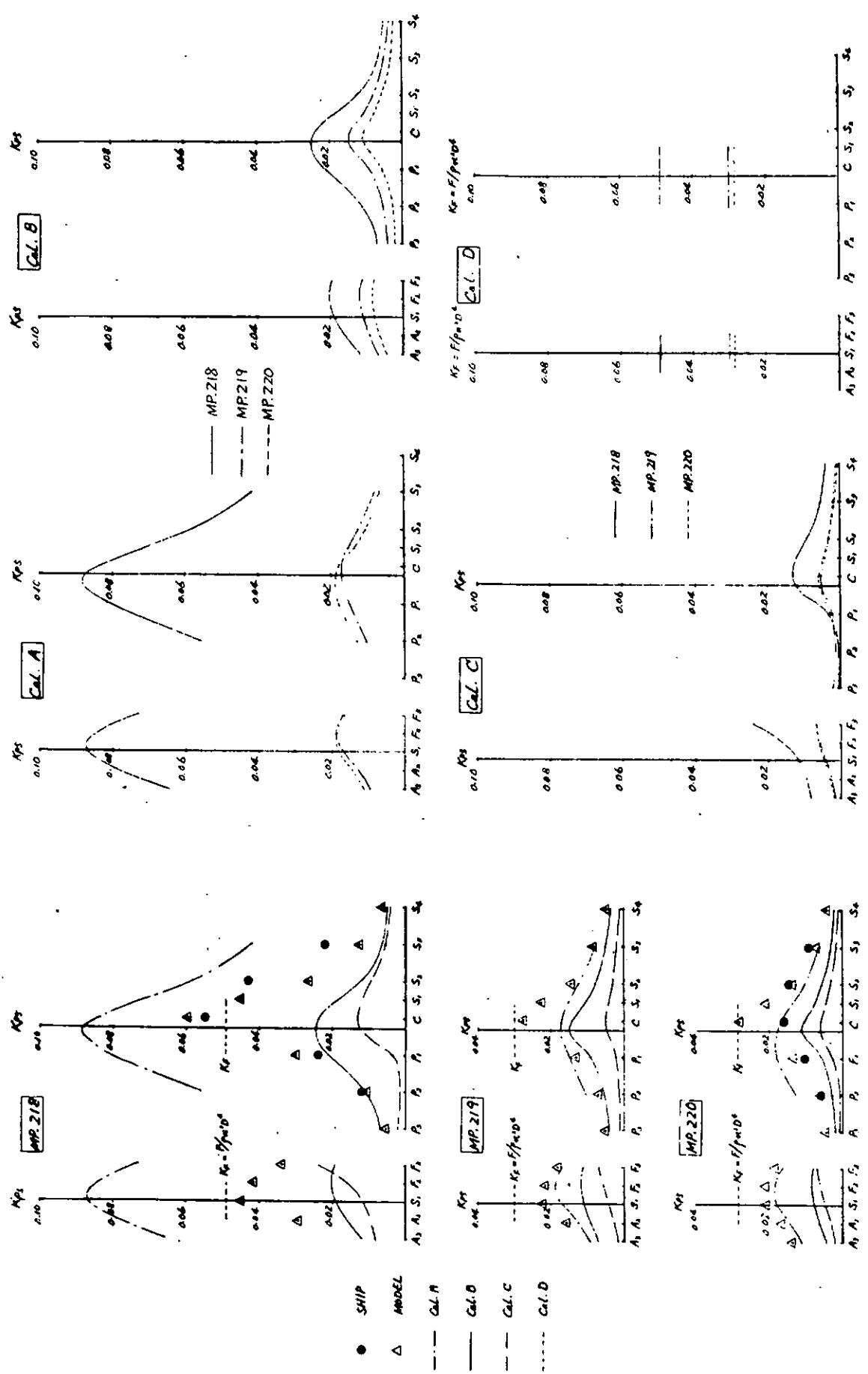


図 3.5.3.9 プロペラ変動圧力の比較

図 3.5.3.10 プロペラ変動圧力の比較(理論計算値)

3.6 結 言

本年度は3ヶ年にわたる「船尾振動・騒音の軽減を目的としたプロペラの研究」の締めくくりとして、運輸省航海訓練所所属の練習船「青雲丸」($L \times B \times d = 105\text{m} \times 16.026\text{m} \times 5.8\text{m}$)による実船実験を行ない、また対応する模型実験および理論計算を行って、ハイスクュープロペラが上記の目的に有効なことを確かめた。

供試プロペラは青雲丸に装備されていた通常プロペラ(CPと略記)(5翼, $D = 3.6\text{m}$, スキューア角: 10.5°)と本研究部会で新たに設計・製作したハイスクュープロペラ(HSP IIと略記)(5翼, $D = 3.6\text{m}$, スキューア角: 45°)の2種で、CPを

57年5月に、HSP IIを57年12月に実験した。

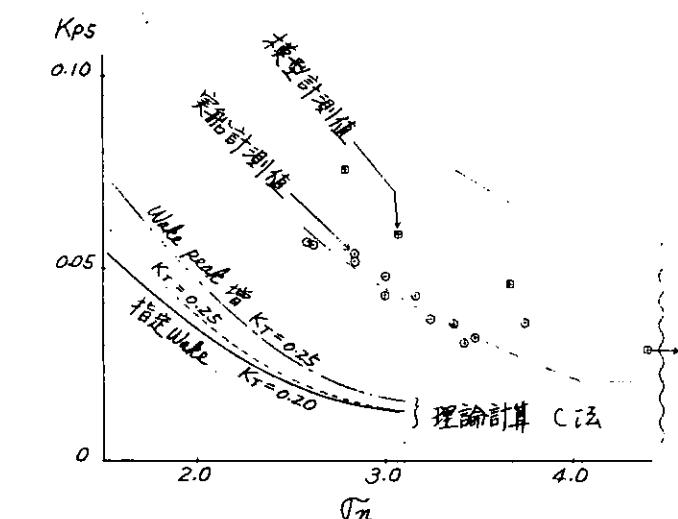


図 3.5.3.11 プロペラ作動条件による変動圧力の変化
た、HSP IIの設計に先立って、preliminary designとしてHSP Iを設計し、模型実験を行っている。
以下、結果の概要を述べる。

(1) ハイスキュープロペラの設計

- 本研究の目的が、通常プロペラとハイスクュープロペラの比較であるので、翼数(5翼)、プロペラ直徑(3.6m)、ボス比(0.1972)等は同一にして設計している。
- 基本方針としてプロペラ起振力を許容限界値以下に下げる同時に、翼強度に問題がないこと、効率、キャビテーション性能がCPと同等以上であることを目ざして設計された。
- Preliminary design HSP Iの結果を参考にHSP IIはtip unloadedのピッチ分布にしている。翼断面はSRI-B(Modified)を選んでいる。スキューア角はいずれも 45° である。
- 設計時の計算によれば、効率はHSP IIがCPよりわずかに優れており、プロペラ単独試験においても△同じであることが確認された。またプロペラ強度も問題ないことが確かめられた。
- 船尾変動圧力の統計的推定法である修正Holtrop法を使って、主機回転数181 rpmにおける変動圧力のBlade rate成分を推定したところ下記のようであった。

CP	720 kg/m^2 (片振巾)
HSP I	" (")
HSP II	" (")

- CPとHSP II装備時のクラッシュアスター性能を計算により推定した。CP装備時に比べ、HSP装備時の青雲丸の停船距離は5~8%長く、停船時間は12~15%長くなるものと推定された。

(2) 実船実験

- 計測器取りつけ等の2回のドック工事は、いずれも日本鋼管㈱浅野ドックで行われた。本船が既存船であり、外板に穴をあける等の工事は望ましくないことから、計測器等はすべて外板の外側から溶接でとりつけることにした。4~5日という短かいドック工事期間で、いかに手ぎわよく工事を完了するかについて、貴重なノウハウが得られた。
- 第1次、第2次の実験は57年5月と12月に行われた。いずれも伊豆七島沖で夜間に行っている。第1次実験は荒天のため、2, 3計測出来ない項目があったが、第2次実験はすべて順調に計測することが出来た。以上2回の実船実験により十分その目的を達することが出来た。

(c) 本船装備のスラスト計、馬力計を使用して、実験の全期間にわたり、主機のスラスト、馬力を計測した。第1次は荒天、第2次は静穏という海象のちがいのため、直接比較することは困難であるが、以下述べる計測結果の基礎データとして重要である。

(d) キャビティ範囲の観察は、プロペラ前方の右舷側船尾外板上にストロボ及びTVカメラ(受光器(リモートコントロール付きカラーTV)およびB/W TVカメラ)を設置して行った。CP、HSP IIでキャビティ範囲は大差なく、いずれも有害となるようなキャビテーションは発生していない。主な計測回転数は149、163、171 rpmで、以下に述べる各項目に共通である。

(e) キャビティ厚みの計測はレーザービームによる方法と翼面上に接着したピンによる方法の2方式を使って行われた。レーザービームによる方法は、プロペラ前方の外板に取りつけられた上下2台の投光器からレーザービームをプロペラ翼面上の一点に照射し、キャビテーションが発生すると、キャビティ厚みに応じて、輝点が2つに分かれる現象を利用したものである。2つの輝点の距離は受光器により計測する。

レーザービームによる方法は第1次実験時には荒天のため、リード線が切断し、一部しか計測出来なかつたが、第2次の時には正常に作動し、163 rpmで翼角30°、40°、50°において計24点の計測が行われた。

計測されたキャビティ形状(キャビティ厚み)は後に述べる模型実験の結果とは大体相似であり、最大厚は平均60～70mmであった。

ピンによる計測はピンが破損あるいは接着面がはがれて流失したため十分な計測が出来なかつた。キャビティ前縁附近ではレーザーによる結果とほぼ一致したが、後縁では小さめに計られている。

(f) 船尾変動圧力はプロペラ直上の外板に9個の圧力変換器を取りつけて計測した。変動圧力のはじま値と考えられる計測点のBlade Frequency成分(K_{ps})は、CP：約500 kg/m²、HSP II：約135 kg/m²となり、予想通り大巾な変動圧力の減少が見られた。

Blade Frequency成分のみならず、2次成分(K_{p10})、3次成分(K_{p15})についても、すべての回転数において変動圧力は大巾に減少し、CPにくらべHSP IIは50～70%小さい。すなわち1/3～1/2になった。

(g) 水中騒音はプロペラ直上の左右舷に各1個取りつけられたハイドロフォンにより計測した。ハイドロフォンによってもBlade Frequencyおよびその高次成分の大巾な減少が測定された。一方100 Hz～5 kHzの周波数帯ではHSPはCPより2～3 dB小さい程度である。Over all値で比較すると163 rpmにおいて約7 dBの減少である。

(h) 翼応力は強度計算により応力が最大となると思われる位置2ヶ所にひずみゲージを貼付して計測した。HSPの翼応力は計測途中でゲージが絶縁不良をおこしたため、113 rpmまでしか計測されていない。110 rpmにおいて最大主応力の平均値は、CP：2.3 kg/mm²、HSP：1.7 kg/mm²であり、また応力変動の平均応力に対する比 $\sigma_{p-p}/\sigma_{mean}$ は、CP：1.2、HSP：0.6でいずれもHSPの方が良好な結果を得ている。

(i) 軸力の計測は中間軸にひずみゲージを貼付し、FMテレメータによりスラスト変動、トルク変動を取り出し、データレコーダに記録した。HSPに換装したことによるねじり振動特性の変化は認められなかった。

(j) 船体振動の計測は船尾甲板に加速度ピックアップを取りつけて行った。計測点は上下方向16ヶ所、左右方向8ヶ所、前後方向4ヶ所である。船尾附近ではHSPに換装したことによって上下、左右振動が50%以上減少した。所によっては1/3～1/4になっている。

(k) 船内騒音の計測は163 rpmの续航状態で、マイクロフォンとテープレコーダーを用いて行った。CPとHSPでは船内騒音にはほとんど変化がなかった。船内騒音はむしろ主機関をはじめとする機器類の発生騒音に大きく左右され、上述の結果になったものと思われる。

(3) 模型実験

模型実験は船舶技術研究所および東京大学で行われた。船舶技術研究所においては、模型船とFlow linerによ

り実船の伴流分布を再現し、キャビテーション観察、キャビティ厚みおよび変動圧力の計測を行っている。東京大学においては wire mesh で実船の伴流分布を再現し、観察と騒音測定を行っている。

(a) キャビテーションの観察

2つのキャビテーションタンネルの観察結果は CP, HSP II とも、実船の結果とかなりよく一致している。wire mesh 法ではキャビテーションが発生する際、発生がやゝ遅れ、intermittency が大きいのが目立つ程度である。また HSP II では tip unloaded にもかかわらず、キャビティが翼先端に集中し、また翼端渦のキャビテーションが、やゝ内側(ボス側)によるのが観察された。

(b) キャビティ厚みの計測は実船と同様、レーザー光散乱法とピンによる方法により行われた。CP と HSP II で、キャビティ厚みの分布形状に大きな違いは認められない。したがってキャビティ体積も大差なく、最大値で HSP II の方が CP より 6 ~ 21%ほど小さい程度である。またピンによる方法も上述のレーザー光による方法の結果によく一致している。

(c) 変動圧力の計測は模型船のプロペラ直上の外板に圧力計を埋め込んで行った。圧力計の位置は実船のそれと対応している。実船実験結果と同様、HSP は CP にくらべ変動圧力は 45 ~ 65%減少している。また tip unloaded の HSP II は HSP I より K_{ps} が若干小さい。実船の結果と比較すると模型計測値の方が CP, HSP とも大きめの傾向があるが、満足出来る結果と云えよう。

(d) 騒音計測はキャビテーションタンネルの実船と相似の位置にハイドロフォンを設置して行われた。実船と同様、HSP II では Blade Frequency とその倍音成分の騒音の減少が著しい。模型による測定結果から Levkovskii の方法により実船状態の値を推定し実測と比較すると、推定値の方が全体的に数 dB 高くなる。

(4) 理論計算

実船実験およびそれに対応した模型実験の結果と比較、検討するため、キャビティ範囲および体積と、船尾変動圧力の理論計算を行った。用いられた理論計算法は、気泡追跡法、非定常計算法 2 種、Vorus 法の 4 種である。この内 Vorus 法のみは船体に作用するサーフェスフォースを直接計算するものであり、他の 3 種は変動圧力を計算するものである。

計算は主として CP, HSP I, HSP II の 163 rpm の状態で行っている。以下のようないくつかの結果が得られている。

- (a) キャビテーションパターンは 4 種の計算法の間では大差ないが、実験とはかなりの相違がある。
- (b) キャビティーボリュームは計算値はいずれも実験値よりピークが低く裾野が広い。(発生より消滅までの時間が長い。)
- (c) プロペラ変動圧力の計算値は相互間に相当に大きな相違があるが、どの計算法においても CP と HSP の計算結果を比較すると、実験と同様 HSP の大巾な変動圧力低減が認められる。すなわち CP を HSP に換装するとどの程度、低減効果があるかということについては、計算により推測することが出来よう。

以上の結果を要約すると次のようである。

青雲丸の実船実験、対応する模型実験、理論計算により、ハイスクュープロペラが、船尾振動・騒音の低減に効果があることが実証された。特に変動圧力の低減効果は著しく、1 例として、163 rpm における変動圧の blade rate 成分(片振巾)を示すと次のようである。なお()内は $K_{ps} (= \Delta P_s / \rho n^2 D^2)$ の値である。

$\Delta P_s (K_{ps})$	CP (1)	HSP I (0.020)	HSP II (0.015)	(2)/(1)
設計時の推定値 *	420 kg/m ² (0.042)	200 kg/m ² (0.020)	150 kg/m ² (0.015)	0.36
実船計測値	500 (0.050)	—	135 (0.014)	0.27

模型計測値	600 kg/m ² (0.060)	280 kg/m ² (0.028)	280 kg/m ² (0.028)	0.47
理論計算値 **	870 (0.087)	170 (0.017)	190 (0.019)	0.22

それぞれのプロペラについて、推定値、計測値、計算値を比較すると、値の大小が見られるが、HSP の変動圧力低減効果という見地から比較すると、右はじめの(2)/(1)の値に示すように、その効果が大きいことが知れる。このようにいずれの方法によっても、同じ結論が得られ、設計の指針とすることが出来ることは特筆すべきことであろう。

本年度の研究の中心は云うまでもなく青雲丸の実船実験であり、これが成功裡に終ったのは、ひとえに運輸省航海訓練所の関係各位、日下船長、兵藤機関長をはじめとする青雲丸乗組の各位の御協力のおかげであり、ここに記して深甚なる謝意を表わすものである。

* 181 rpmの推定値より換算した。

** 計算した4種の内で大きめの値のものである。

4. 船尾形状とウェークの研究

4.1 緒 言

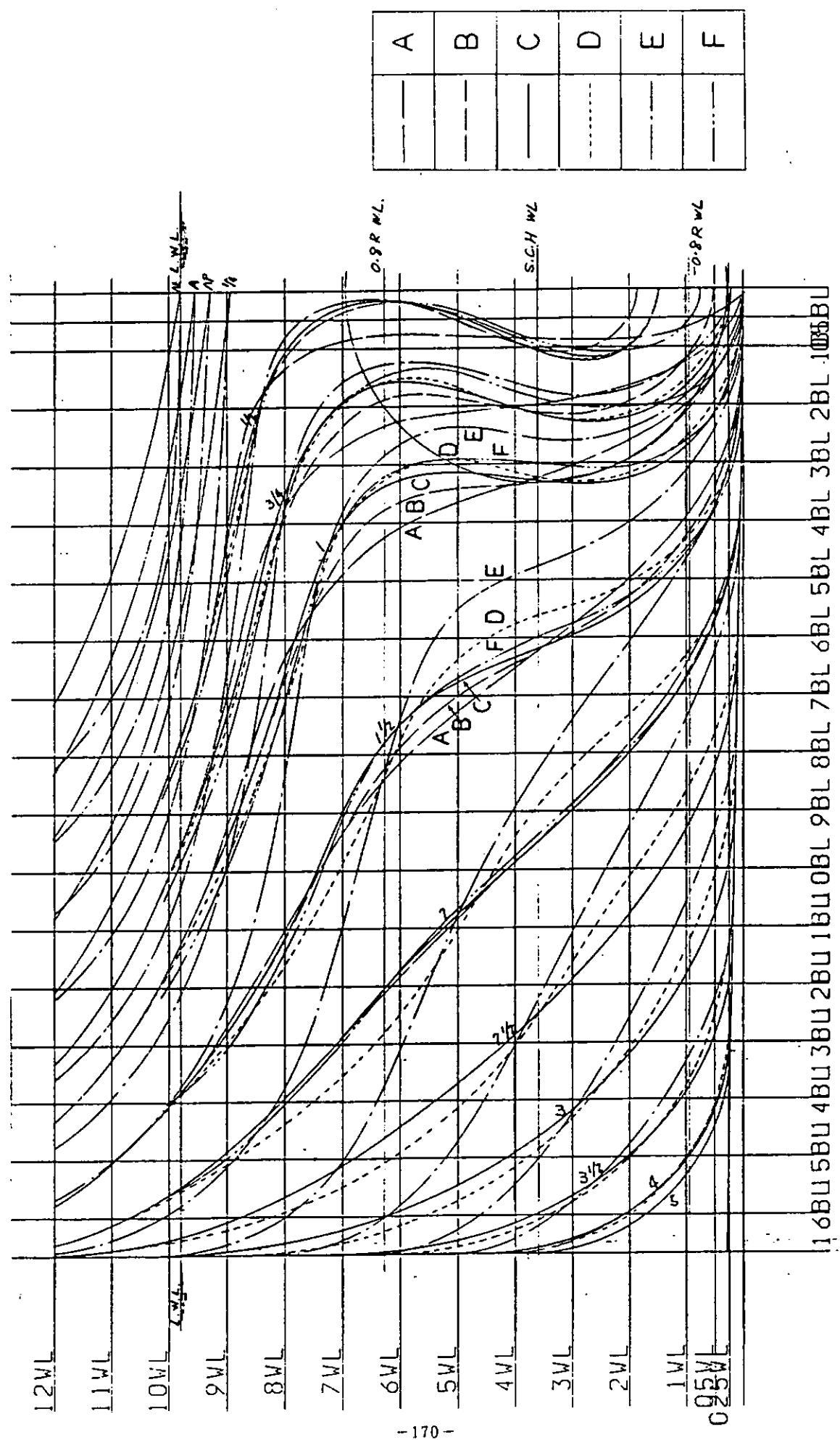
船尾形状とウェークの関係について第3小委員会が担当して研究した。ここにその3年目の研究について報告する。

前2年間において模型船A, B, C, D, E, Fの6隻の実験と一部の解析を実施した。本年度は解析の残りを完成するとともに、種々の理論的検討を行って実験結果と比較考察した。又、従来発表されている文献を調査し、一部のものについては上記船型に適用して解析検討を行った。別に、各船型について得られた伴流分布がプロペラ起振力の見地からどのような特性を示すかを調べるために、その計算を第2小委員会に依頼したが、その結果についても報告する。

なお、便利のために、昨年度報告の中で表4.2.1として示した各模型船線図設計方針の一覧表を次に再掲する(表4.1.1)。又、正面線図を図4.1.1に示す。

表 4. 1. 1 模 型 船 線 図 設 計 方 針

A 船	SR 171-Cと相似で $C_B \approx 0.605$, $L/B = 4.5$, $B/d = 3.40$ の幅広浅吃水船 SR 183 第2小委に於ても相似模型を使用している。 (昭和55年度模型)
B 船	SR 174 B-4Hを参考にし、A船のS.S. 2 1/2以降を変化させた。 C_P カーブはA船と合せホグナー型船尾バルブとする。 (昭和55年度模型)
C 船	$\tau^{(*)}$ の値を $\tau_A - \tau_B = \tau_B - \tau_C$ となるよう、S.S. 2以降で変更
D 船	C船と伴流分布を変えないようにプロペラ面への流れを導き、かつ外側の流れを滑らかにすることにより形状影響係数の小さくなる可能性を調べた船型。 τ の値はS.S. 2以降はC船にはほぼ等しくし、S.S. 2~3 1/2でA, B, C船より大きくした。
E 船	プロペラ上部の伴流値の減少と形状影響係数の減少とを狙って、プロペラ上部の水線入射角を小さくし、バトック・フローを強くしたフレームラインを採用した船型。 τ はS.S. 1/2~1 1/2でC船と同じとし、S.S. 1 1/2~4でD船より更に大きい値にした。
F 船	C, D船のプロペラ円下半部に存在する逆渦を消し、伴流分布の上下位置を、C船と同程度又は、さらに下方にする。 τ の値はC船とあまり変えない。
(*) τ とはプロペラ軸心高さにおけるフレームラインの傾斜の逆数である。各船型に対する τ 分布の図を 図4.2.1に示す。	



4.1.1

4.2 涡度分布について

石川島播磨重工業及び東京大学担当

昭和55年度および昭和56年度報告書(研究資料No 342, 348)で、A, B, C, D船型の縦渦の渦度分布を計算したが、これと同じ計算法により求めたE, F船型の渦度分布をそれぞれ図4.2.1(a), (b)に示す。また、C船型とE船型のポテンシャル流線の比較を図4.2.2に代表的な3本のポテンシャル流線に沿ったW.L.と圧力分布の比較を図4.2.3に示す。C船型とF船型の同様な比較を図4.2.4および図4.2.5に示す。

E船型の渦度分布は、C, D船型に比べて渦の幅および渦度の最大値が小さくなっている、渦中心もやや上方へ移動している。この傾向は前年度報告書に述べてあるようにポテンシャル流線からもある程度推定でき伴流分布の傾向とも一致している。また流線に沿った圧力勾配は最もゆるやかになっておりバトックフロー船型の特徴があらわれている。

F船型の渦度分布は渦度の最大値が他の船型よりも大きいことを除けばC船型のそれと良く似ている。スターンバルブ部分の幅がC船型よりも小さくなっているにもかかわらず、渦が大きくなったのはF船型のバルブの重心を下げたことによると考えられる。この結果伴流分布も、プロペラボス直下に剥離らしい部分はあるが、全体的にはC船型よりさらに均一度が良くなっている。

以上、A船型からF船型までの渦度分布をまとめて、図4.2.6に渦度の平均値と最大値の比較を示す。平均値は、逆渦を $|\tilde{\omega}_x|$ として考えており、プロペラ面と伴流計測領域全体の面積平均について計算した。同図には渦度との相関を見るために、 w_n とKの比較も示してある。C, DおよびF船型がプロペラ面に強い渦を生じていることがわかる。また、プロペラ面で渦の小さなA, B, E船型のうち、A, B船型は伴流計測域全体で見るとC, D, F船型との差が小さくなっている、プロペラ面への渦の誘導が不十分であることを示している。E船型は渦の小さな船型となっている。渦度と w_n およびKを比べると、傾向は良く似ていることからこれらと少なからず相関があるといえる。

図4.2.7にF船型の渦度分布を画像表示した例を示す。

以上のことから、船型と伴流分布の関係はビルジ渦が非常に大きな影響を及ぼし、これをコントロールすることが重要であると考えられる。このためには、ポテンシャル計算結果も有效地に利用できることがわかった。

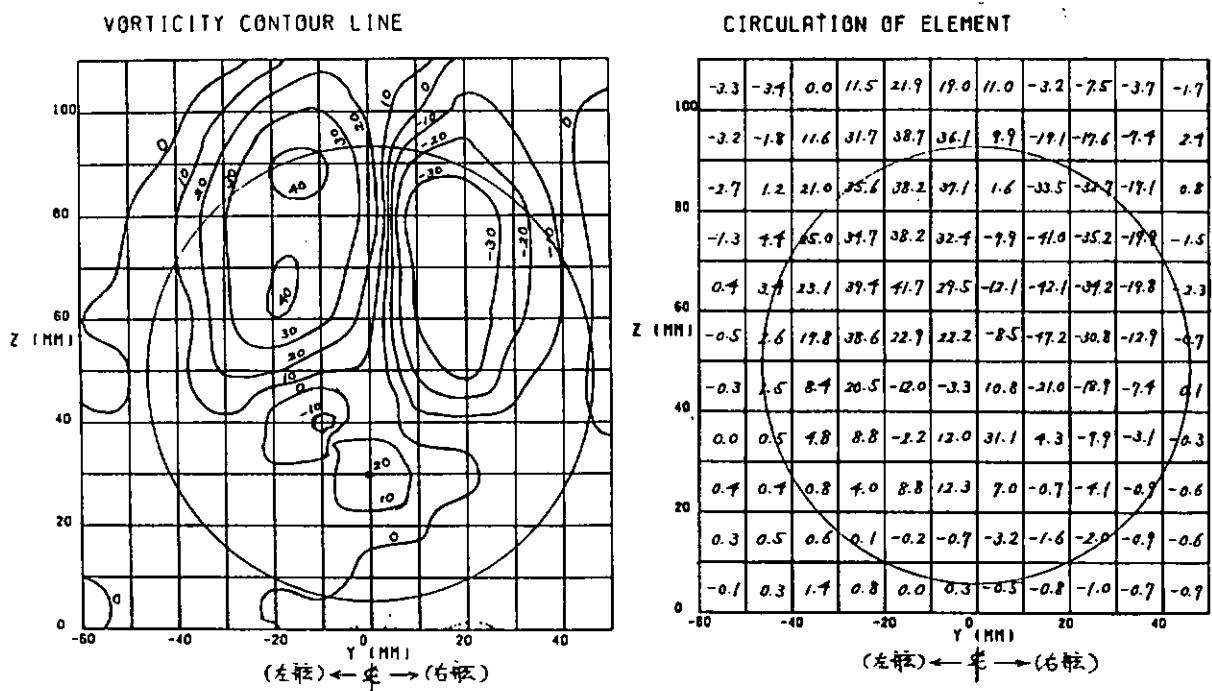


図 4.2.1(a) SR183-E 船型の渦度分布

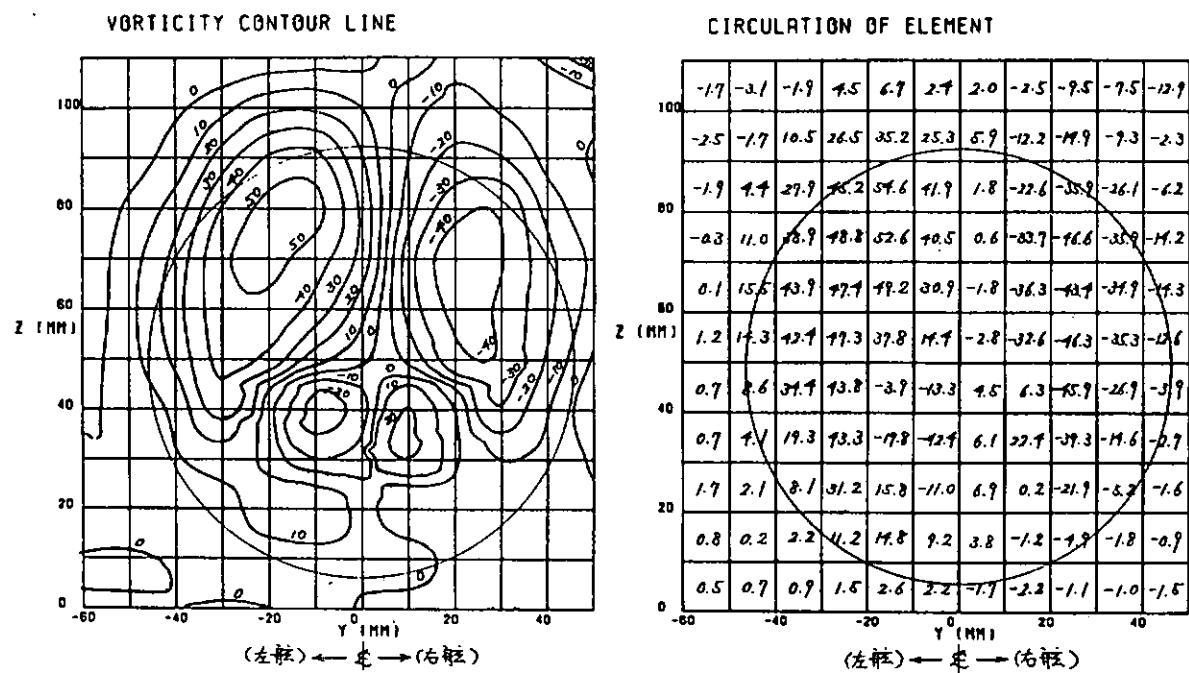


図 4.2.1(b) SR183-F 船型の渦度分布

BODY PLAN AND END PROFILE (AFT BODY)

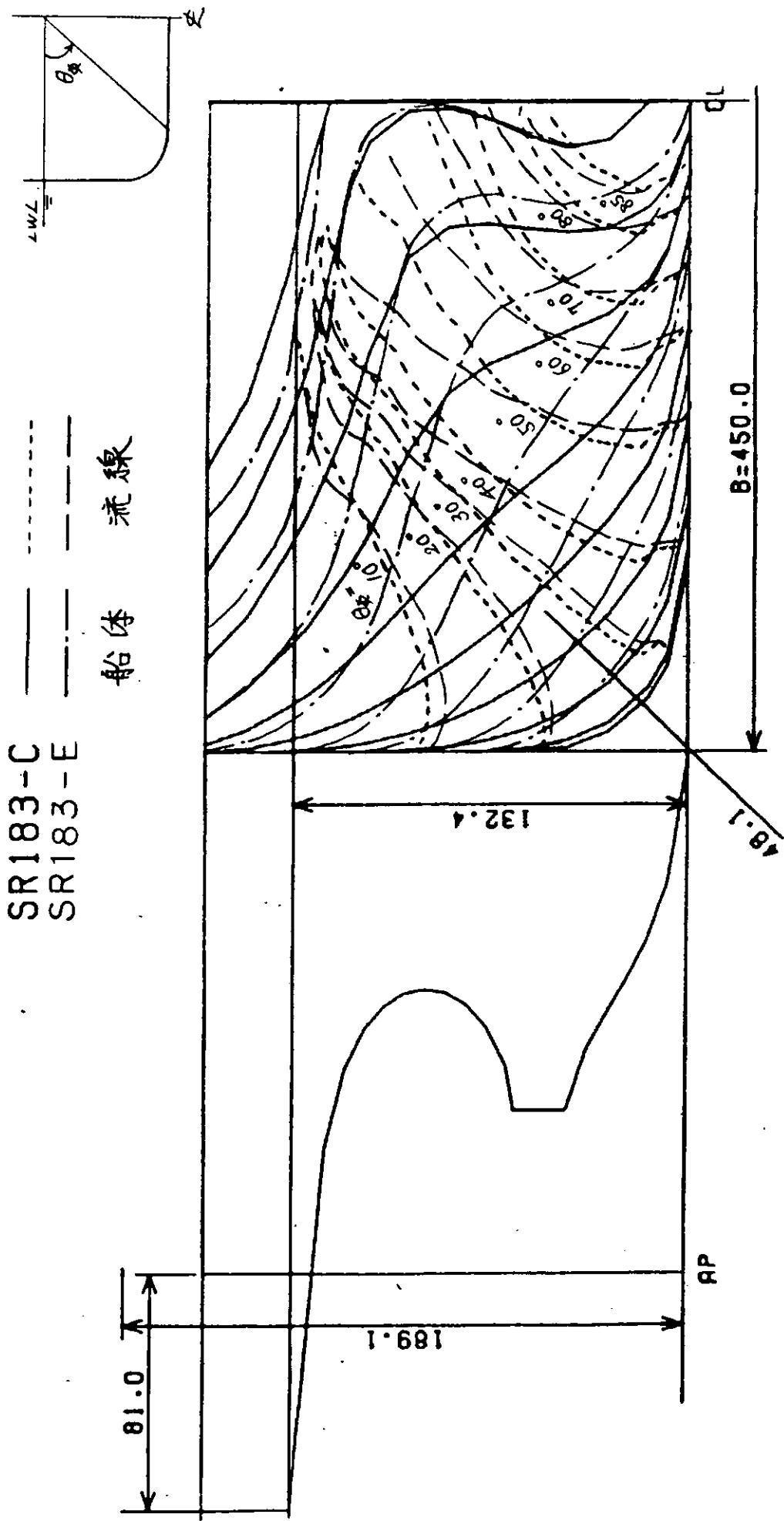


図 4.2.2

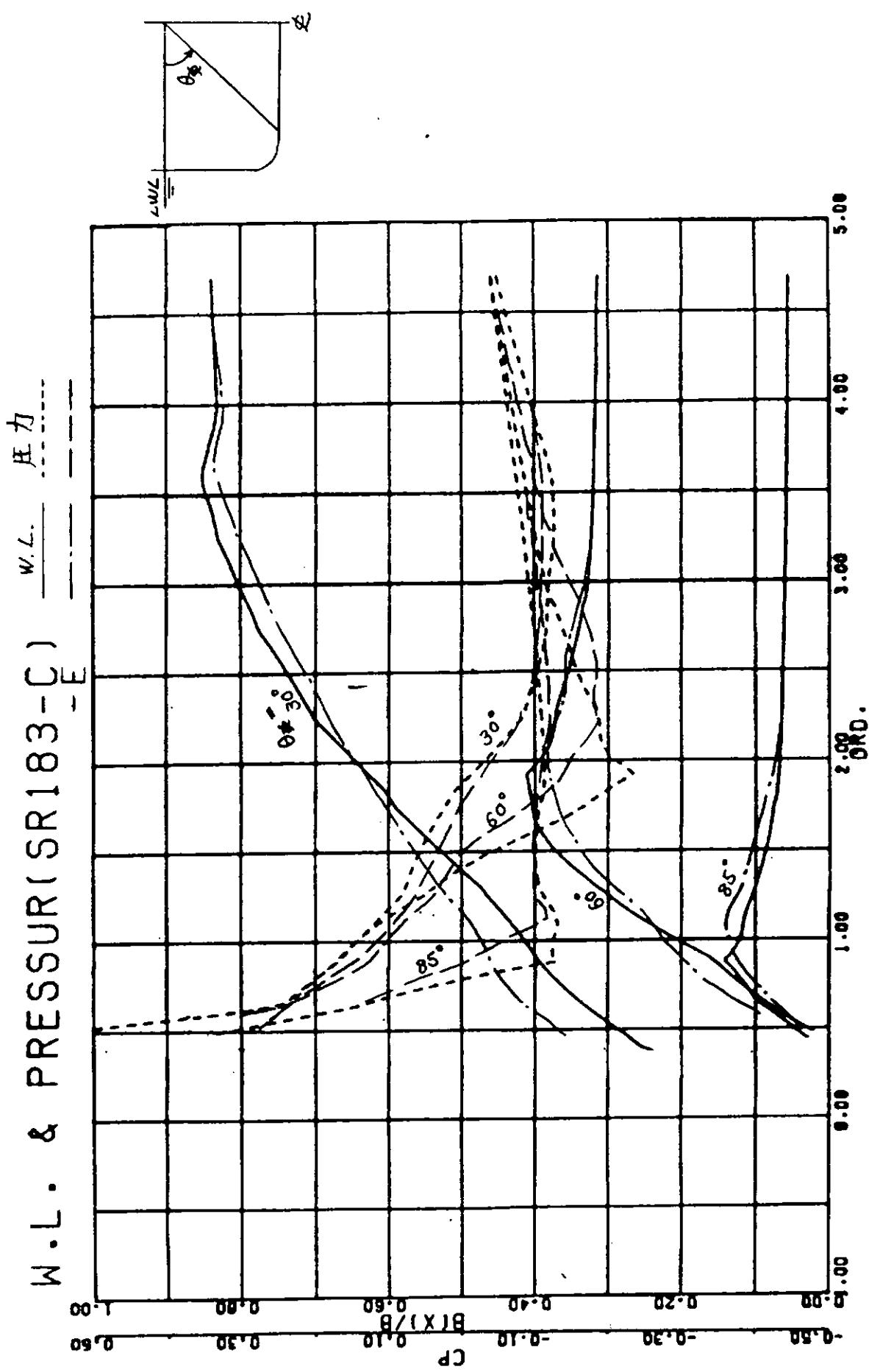
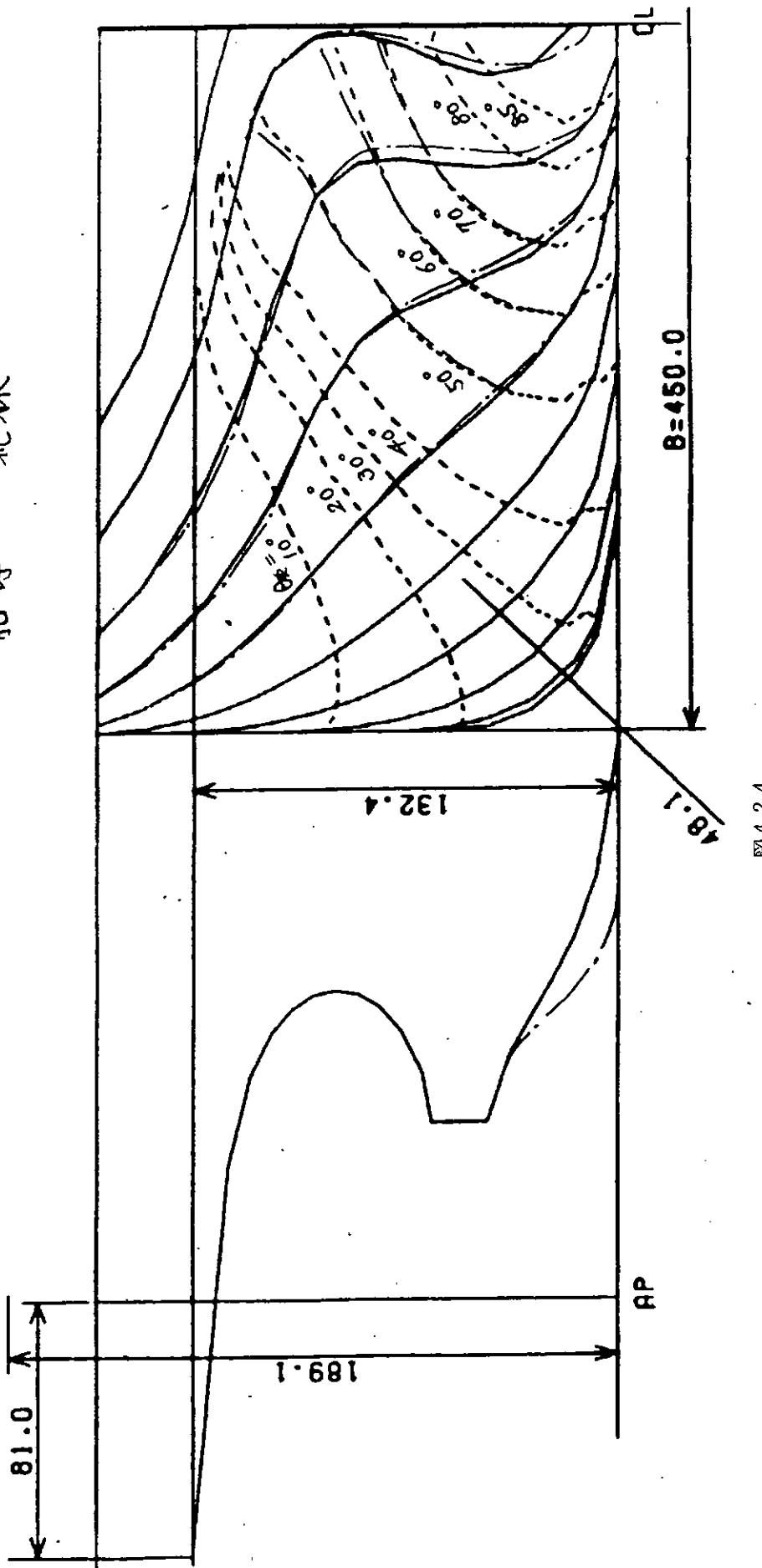
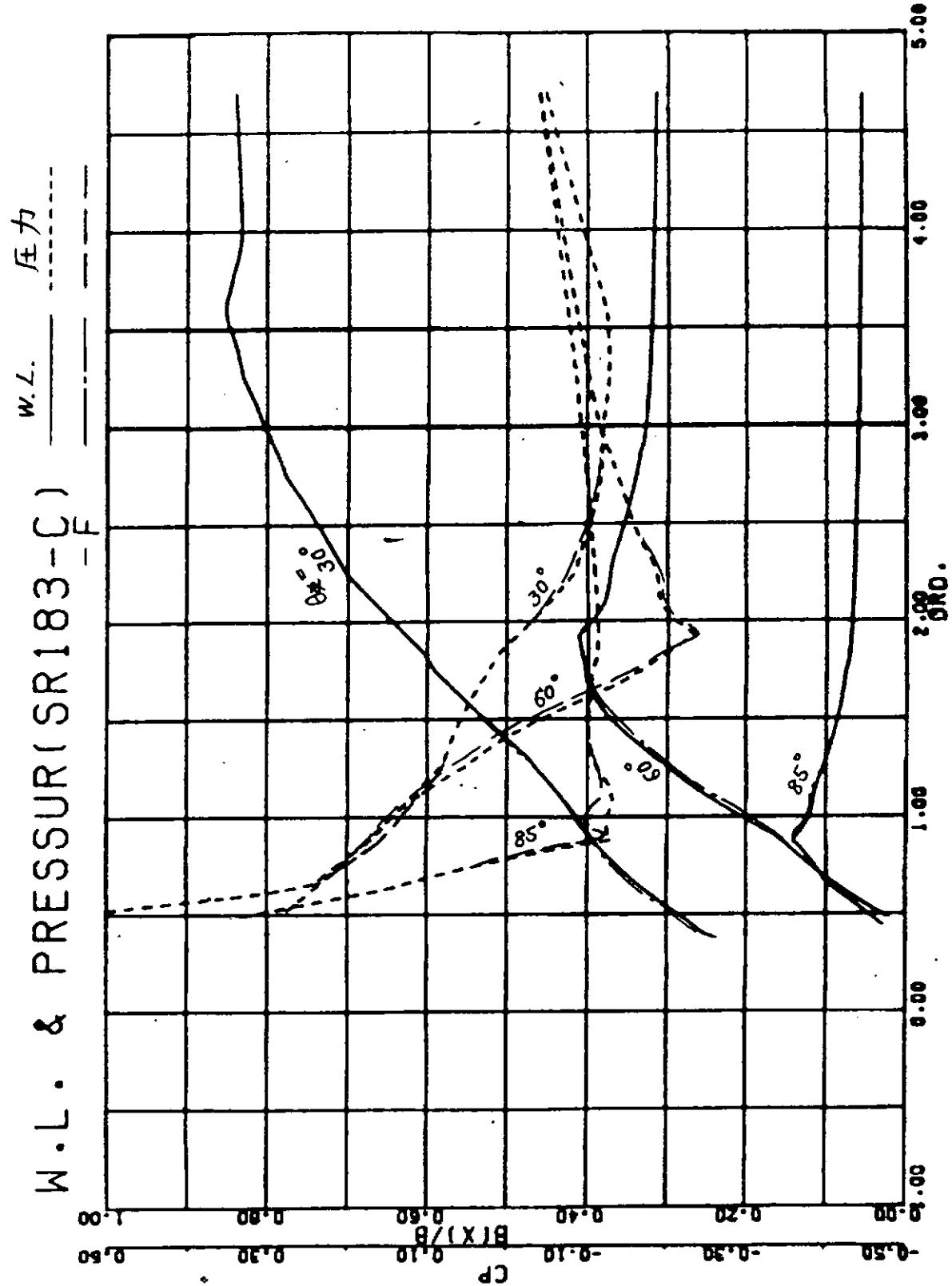


図 4.2.3

BODY PLAN AND END PROFILE (AFT BODY)

SR183-C
SR183-F





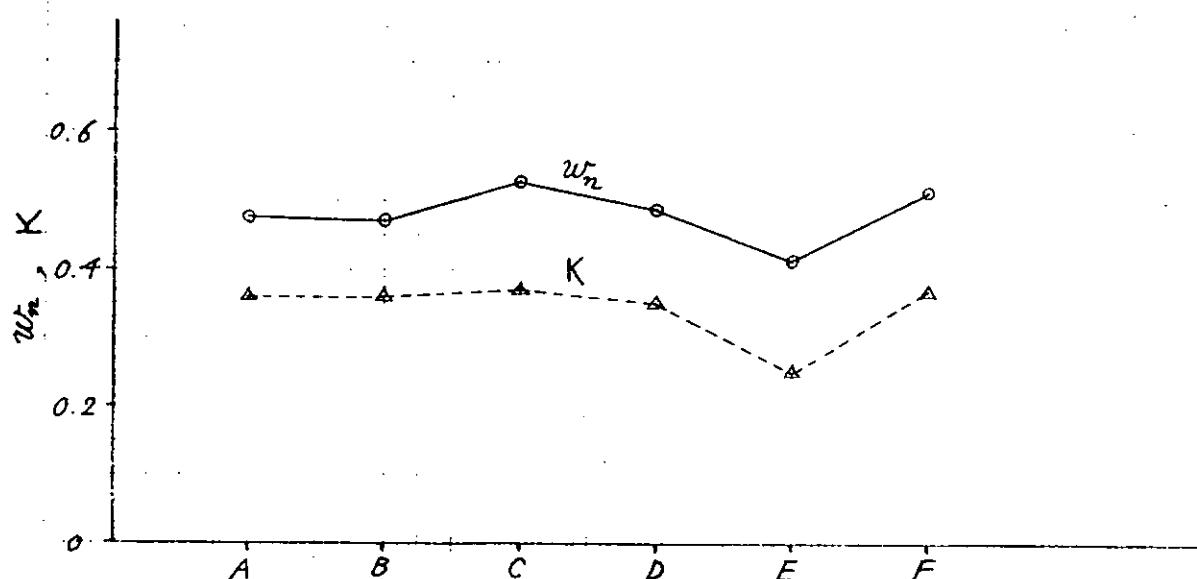
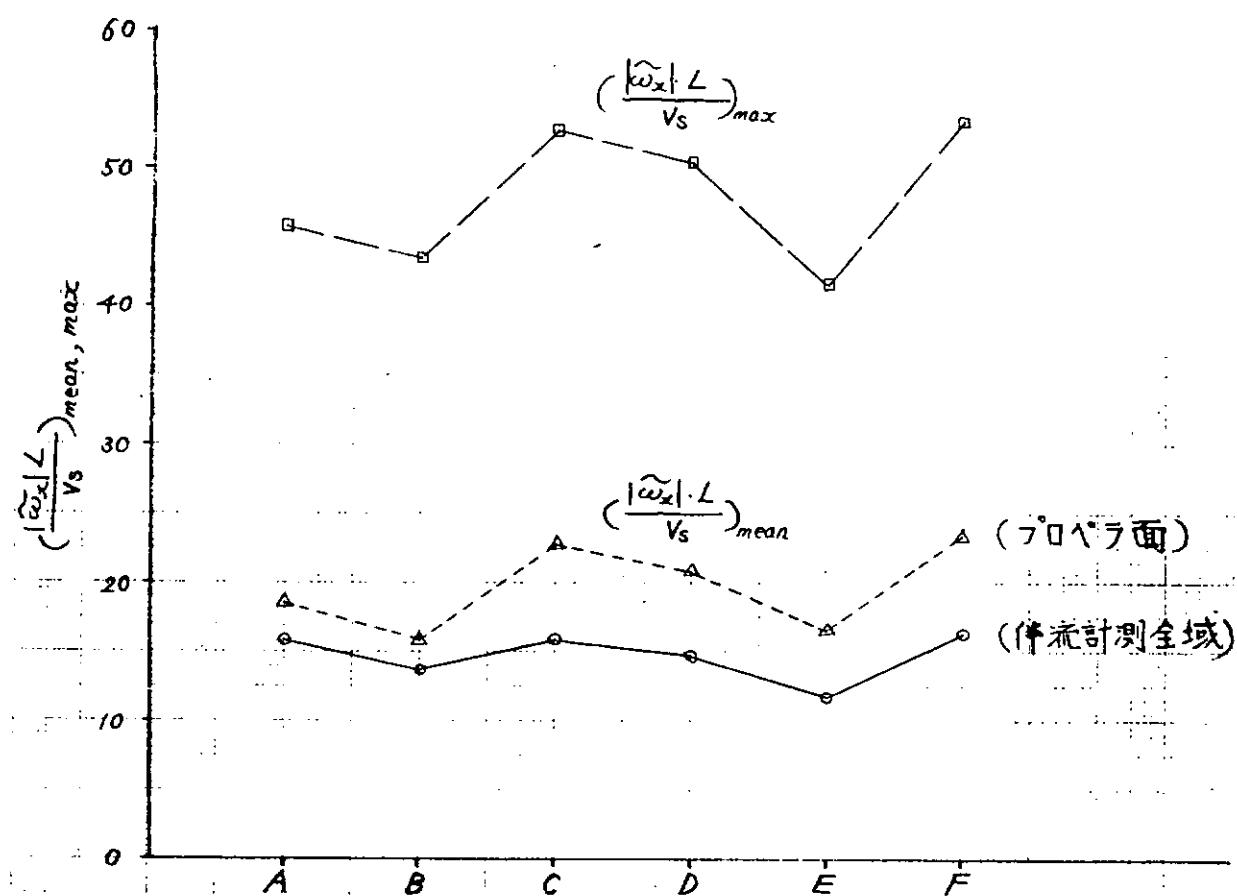


図 4.2.6 涡度値の比較

(参考) 図 4.2.1(b) 右図の計算結果を画像処理したもの (東大 : 田古里教授)

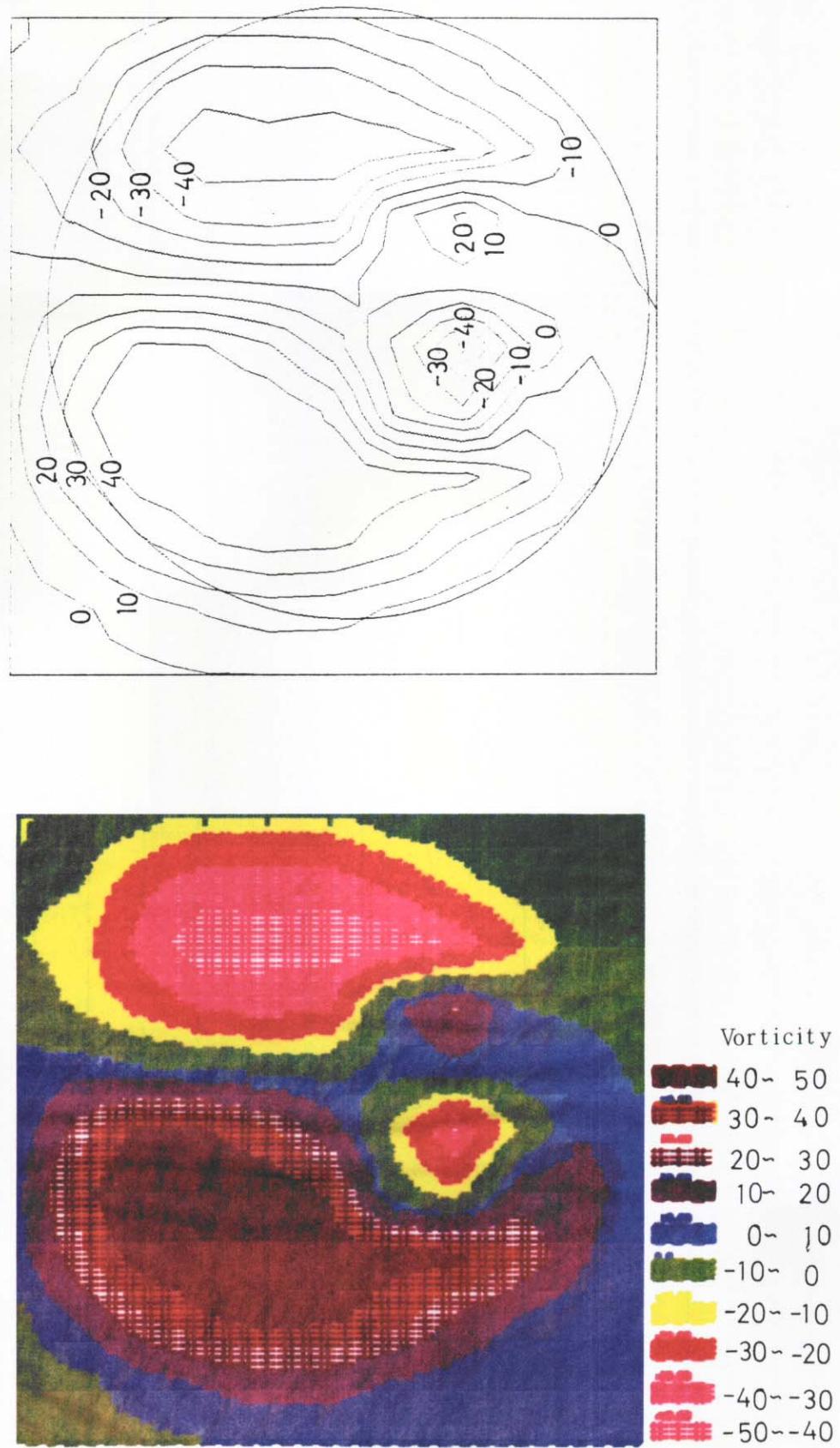


図 4.2.7 湍度分布計算結果の画像表示例 (SR 183 - F 船型)

4.3 ポテンシャル計算

日本鋼管担当

昭和56年度報告書(研究資料No 348)において、C, D, E船のポテンシャル流れの計算を行ない、流線の拡大・縮少率 K_1 と伴流特性との関係、そして圧力係数(C_p)と粘性抵抗特性(形状影響係数)との関係について調査した。F船についても昨年度にならって計算した。代表的な3本のウォーターライン(WL)について、 K_1 の船長方向の変化を図4.3.1に各横断面のガース方向の K_1 の分布、圧力分布をそれぞれ、図4.3.2、図4.3.3に示す。F船は、C船を母型としSS1より船尾で船型変更を行ない、その変更もC, D, E船間ほどの開きがないため、 K_1 と圧力分布は、C船と類似した結果となった。この計算結果は、C船とF船間の形状影響係数および伴流分布の差が小さい実験結果と対応している。

流線の拡大・縮少率 K_1 は、 $K_1 > 0$ であれば縮少流、すなわち流線が集まる傾向(流線の間隔が密)となり、運動量厚さを増加させ、境界層厚さの増加・伴流を大きくする。逆に、 $K_1 < 0$ であれば、拡大流、すなわち流線は離れていく傾向(流線の間隔が疎)となり、運動量厚さを減少させ、境界層厚さの減少・伴流を小さくする。この K_1 の特性をプロペラ面の伴流に適用すると、プロペラ面へ流線が集まる傾向をもつ船型ほど、伴流が大きいと考えられる。そして、プロペラ面へ流線が集まる傾向にある船型か、そうでない船型かを知るには、出来るだけ船尾の船側のプロペラ・トップ高さ位置へ流入する流線が、船体中央部の船底の如何なる位置を起点としているのか、その起点(船体中心線からの幅: Y_{ss5})の大小を船型間で比較すれば良い。すなわち、 Y_{ss5} が大きければ、プロペラ面へ流線が多く流れ込み、伴流も大きくなる。

以上のことから、プロペラ・トップの位置として、SS1/2の7mWLの点を選び、SS1/2を初期位置として、船首方向へ逆追跡してポテンシャル流線を計算し、SS5における幅(Y_{ss5})を、A~F船について求めた。ポテンシャル流線を図4.3.4、4.3.5に示す。A~F船について、プロペラ・トップに流入する流線の比較を図4.3.6に示す。

A~F船の実験結果の w_n とポテンシャル流れの計算から求めた Y_{ss5} との関係を図4.3.7に示す。 Y_{ss5} が最大な船型は、C船であり、C>F>D>B>A>Eの順である。そして、公称伴流値 w_n の大きさの順は、C>F>D>A>B>Eとは、A船を除けば、定性的な一致がみられる。A船において成立しない主な原因是、船尾プロファイル部のカット・アップが、他船型と比べて少ないこと、そして、 w_n を算出した円周方向の平均伴流が、A船について特に、Bossから0.5Rまでの平均伴流が、他船型と比べて大きいことにあると考えられる。試みに1.0Rから0.5Rまでの公称伴流値(w'_n)を算出し、 w'_n と Y_{ss5} との関係をみると、 Y_{ss5} が大きいと w'_n も大きい、という関係が成立している。

また、SS1/2の7mWL(プロペラ・トップ付近)、3.5mWL(プロペラ軸心高さ付近)、2mWLの位置へ流れ込む3本の流線の拡大・縮小率 K_1 の流線上の変化を図4.3.8に示す。SS1/2の7mWLに流れ込む流線の K_1 は、A、E船が他船型と比べて大きい。このことは、A、E船の伴流のピーク値が他船より高かったことと定性的に対応している。プロペラ下方へ流れ込む2mWLの流線の K_1 は、B、E船が他船型と異なり K_1 が小さく、これも実験結果の伴流分布においてプロペラ下部の伴流が小さいことと対応している。

このように、ポテンシャル流れの計算から得られる Y_{ss5} および K_1 の変化の船型間の相違に注目することによって、船型間の伴流特性の初期検討—— w_n が大きいか小さいか、伴流のピーク値は大きいか小さいか——が、ある程度可能であり、船型改良の手法として利用できるものと思われる。

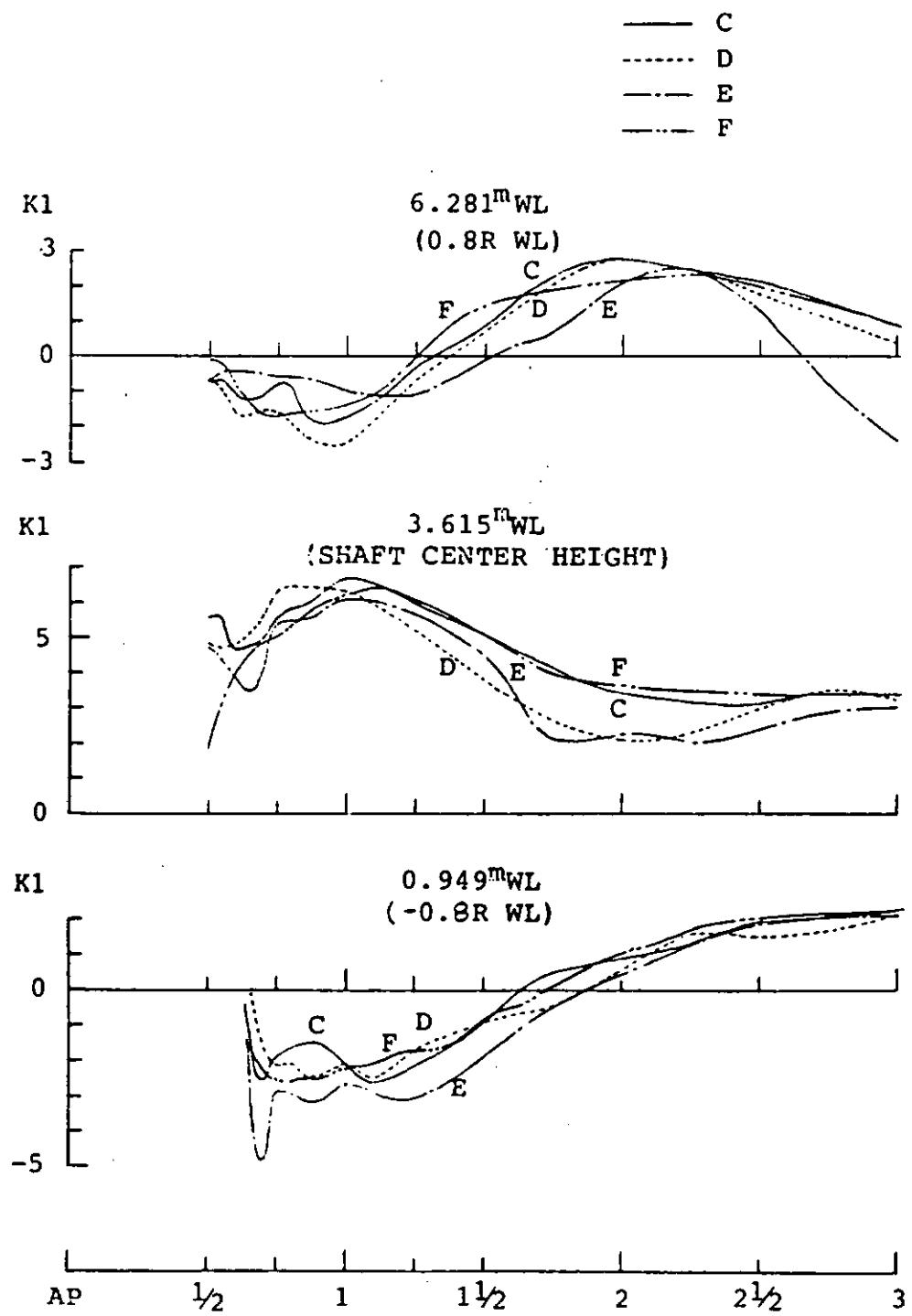


図 4.3.1 船長方向の流線の拡大・縮小率 K_1

- 6.281 m WL : (0.8R WL)
- △ 3.615 m WL : (SHAFT CENTER HEIGHT)
- 0.949 m WL : (-0.8R WL)

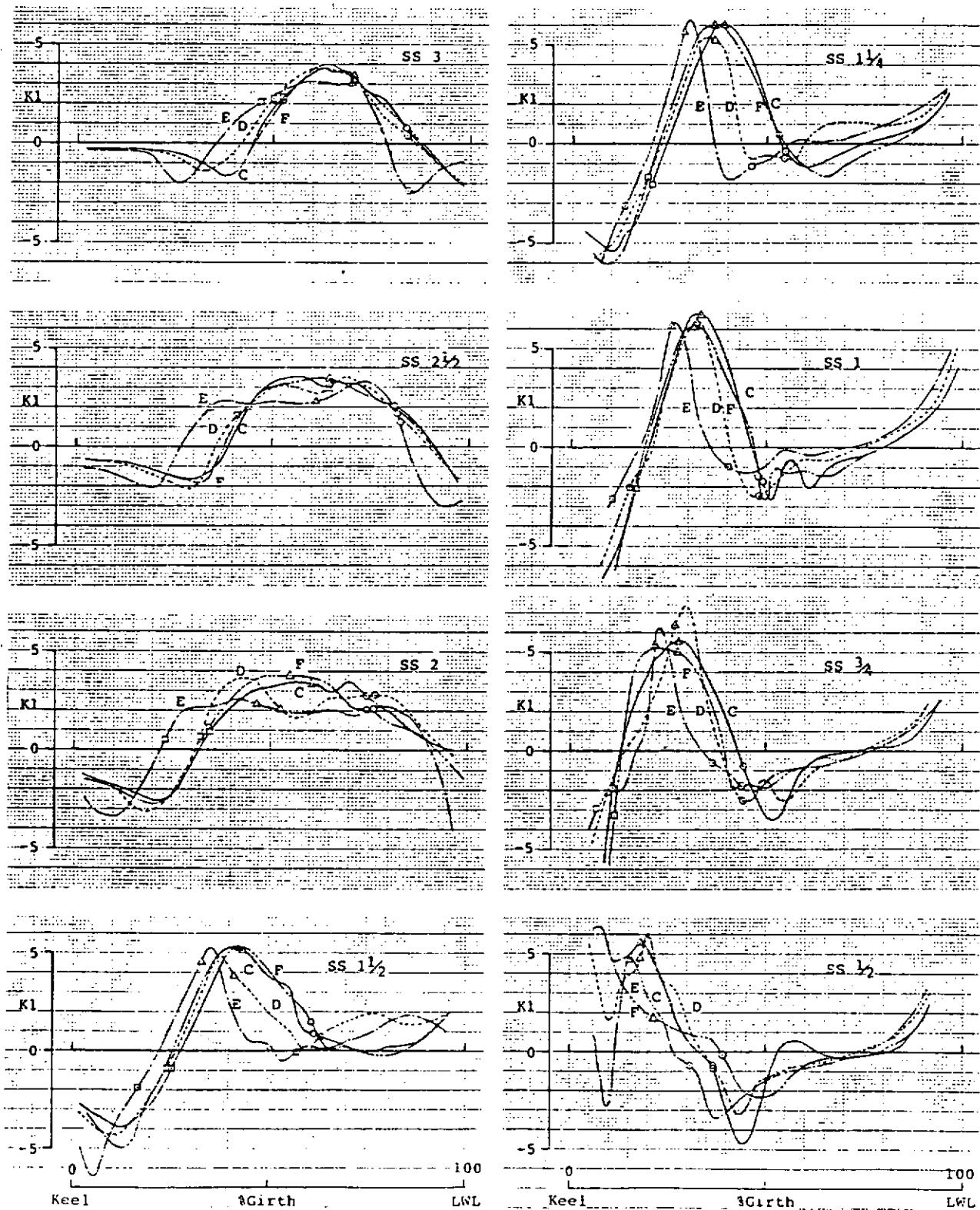


図 4.3.2 断面内の流線の拡大・縮小率(K_1)

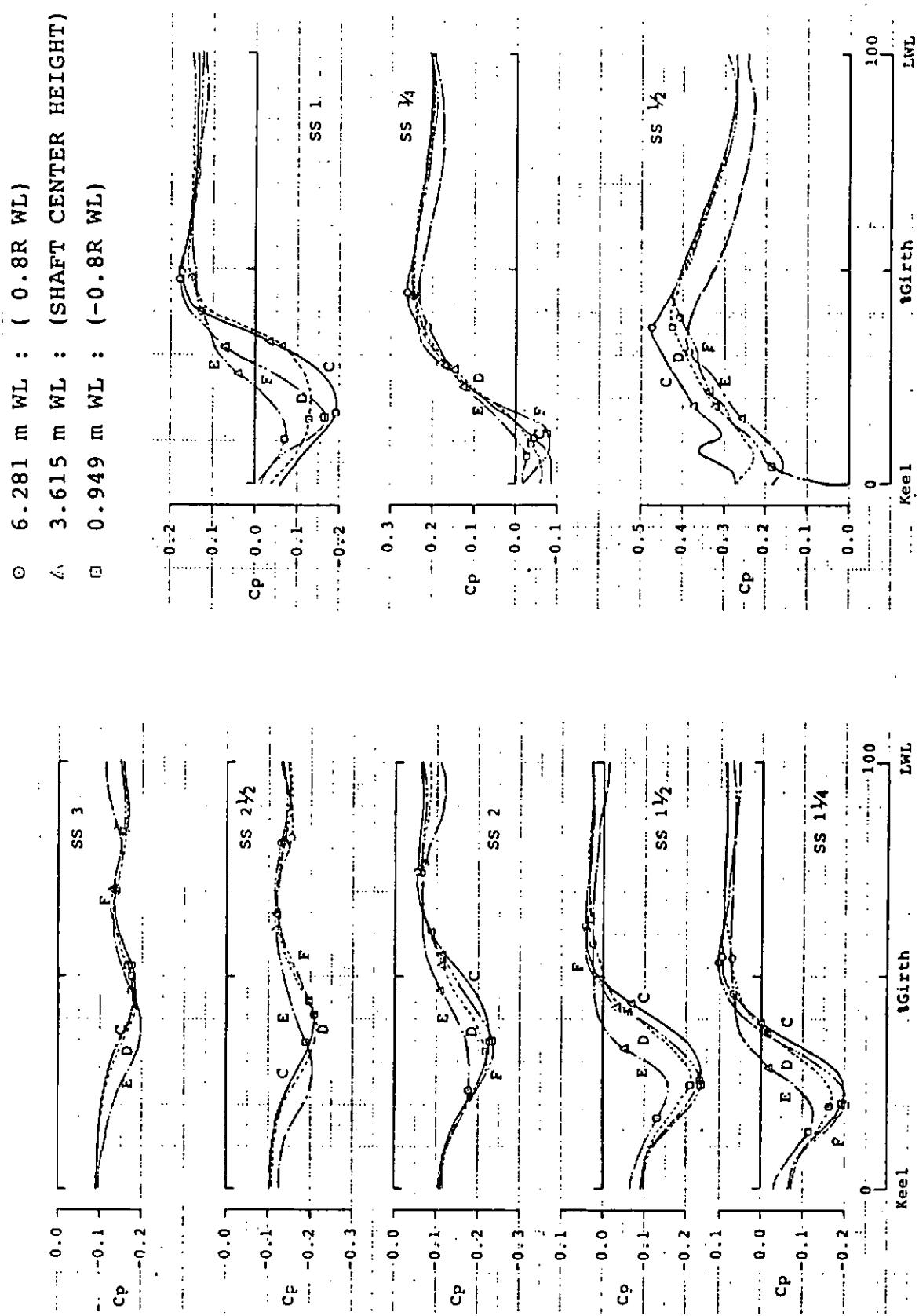


図 4.3.3 断面内の圧力分布

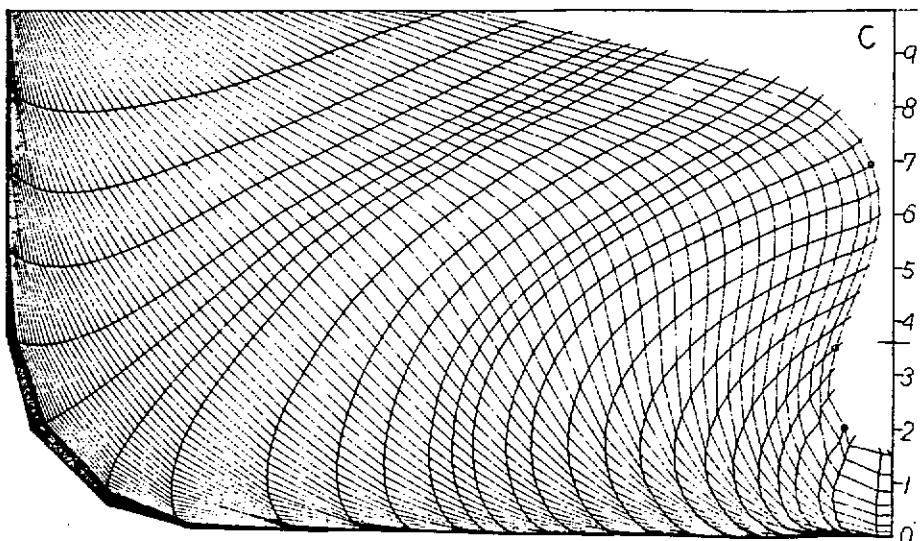
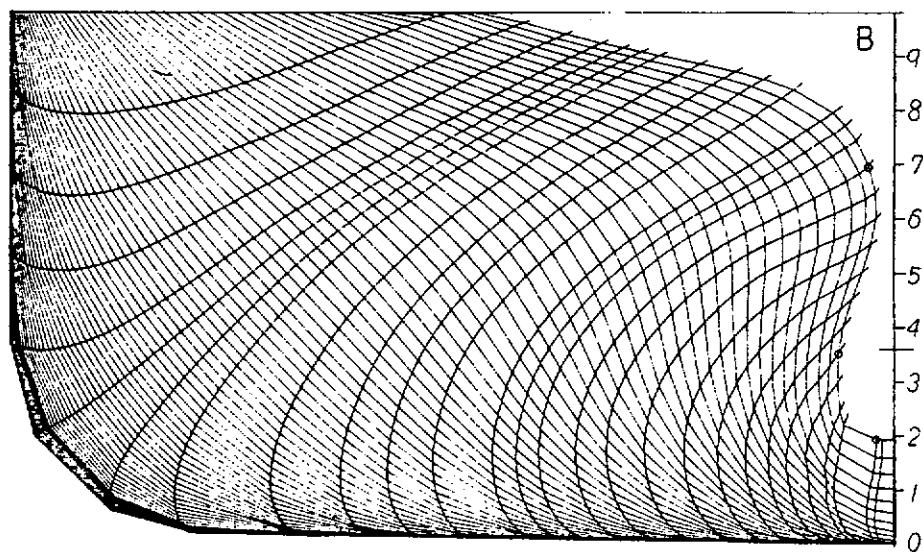
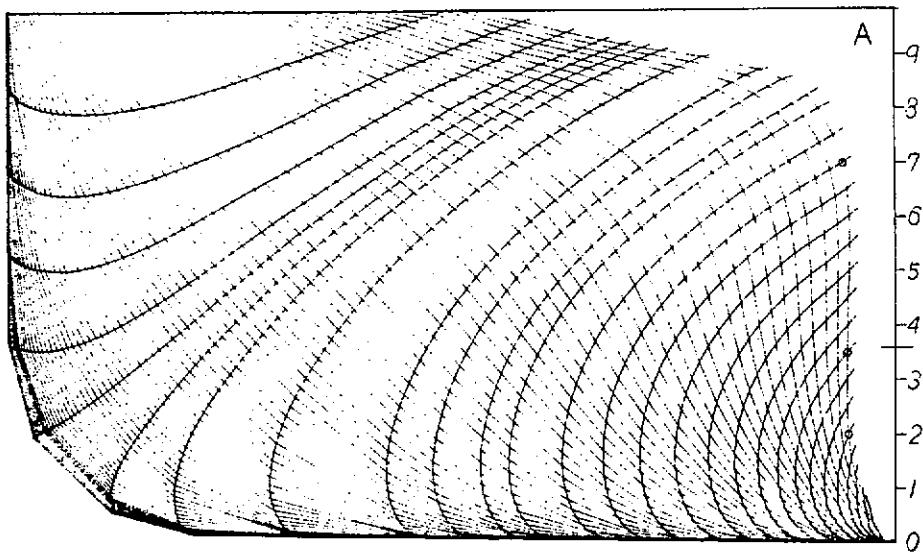


図 4.3.4 ポテンシャル流線(A, B, C 船型)

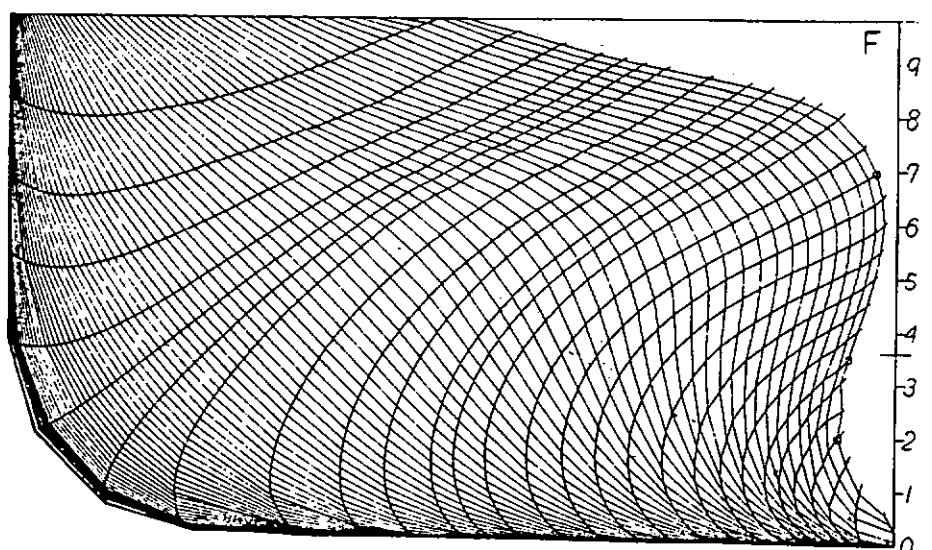
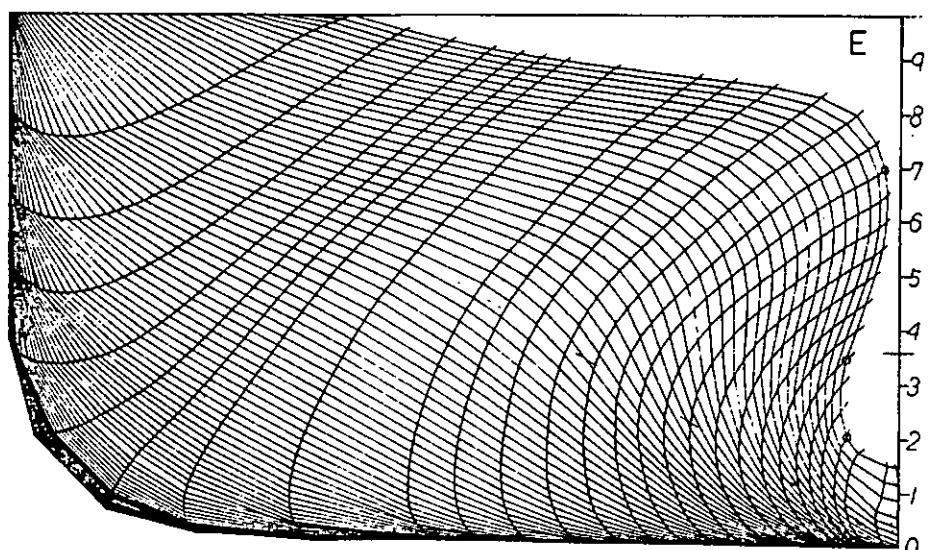
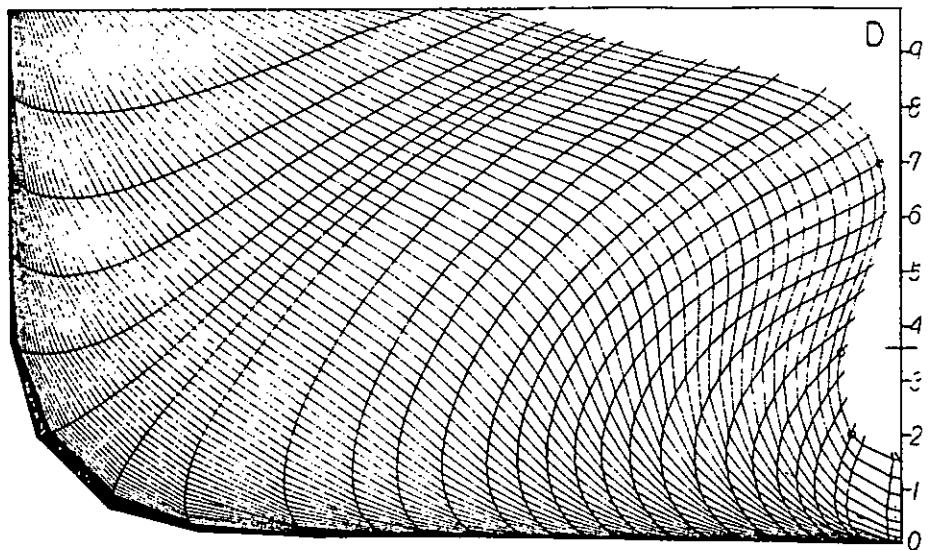


図 4.3.5 ポテンシャル流線(D, E, F 船型)

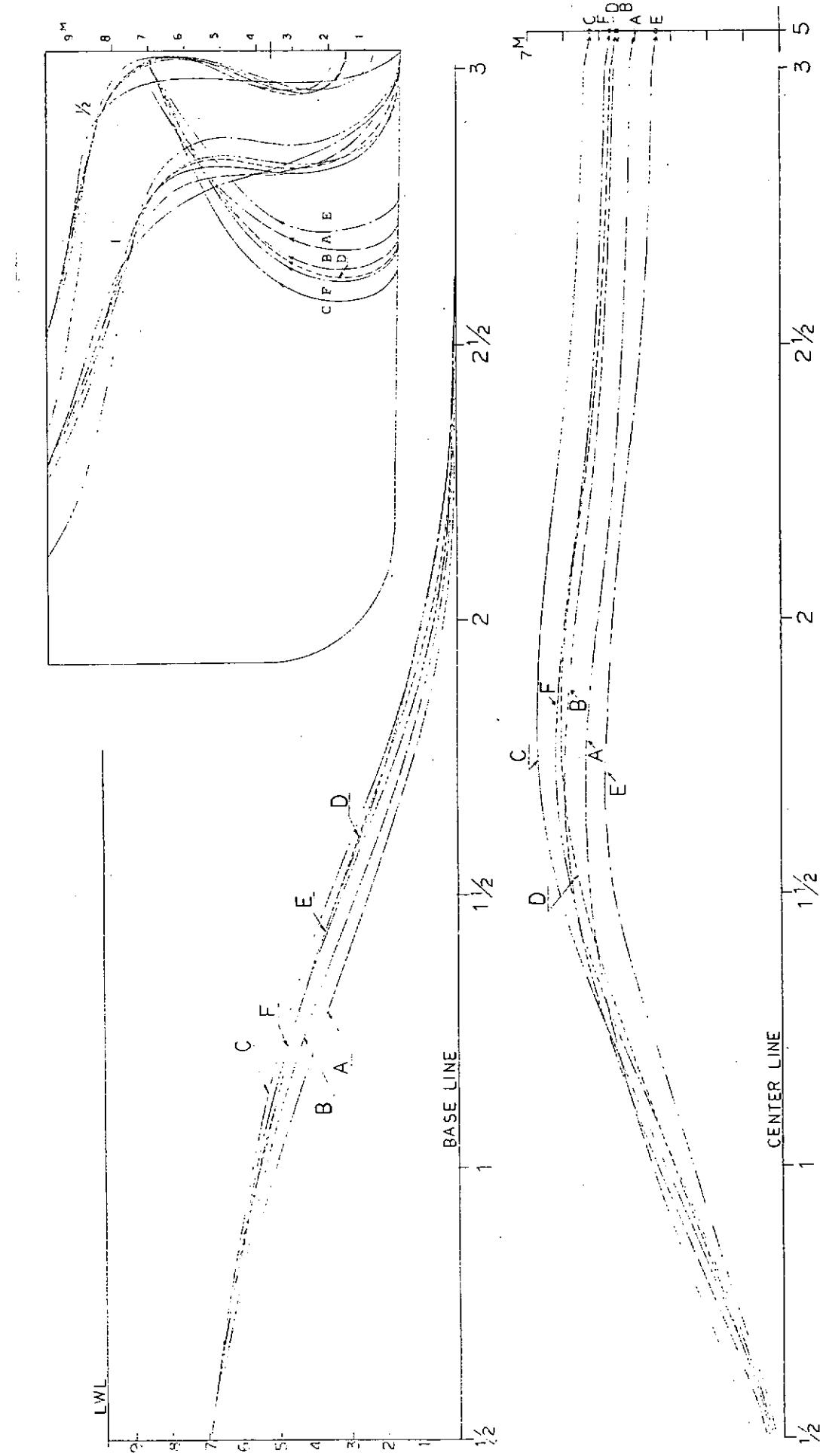


図 4.3.6 SS $\frac{1}{2}$ の 7 m WL に流れこむボテンシャル流線

MODEL	回流水槽試験		計算	
	W_n (TOP~Boss)	W_n' (TOP~o-SR)	W_e	Y_{ss5}
A	.477	.411	.417	4.01
B	.471	.429	.390	4.47
C	.528	.494	.418	5.24
D	.488	.442	.396	4.53
E	.413	.347	.330	3.39
F	.512	.475	.417	4.69

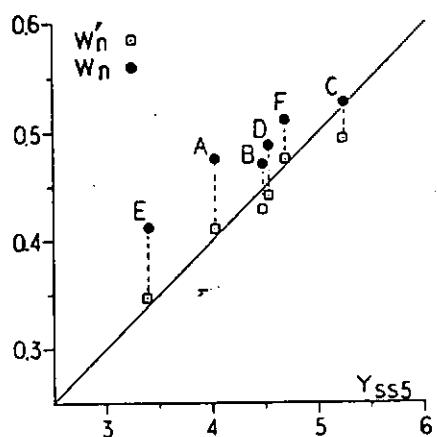
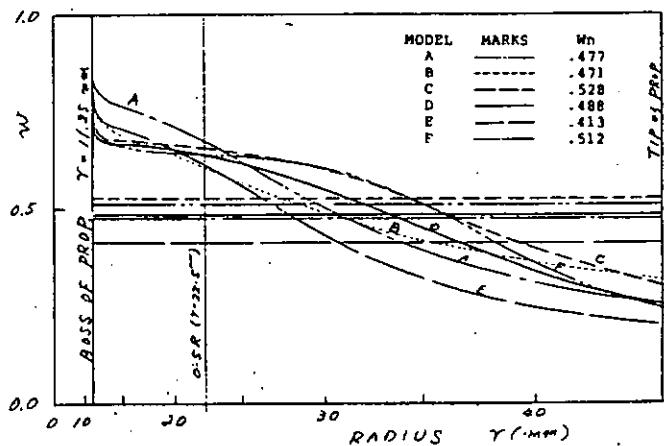
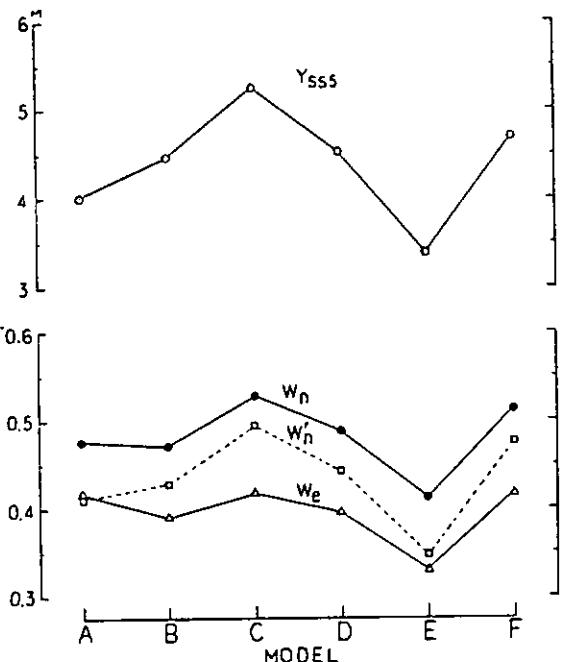


図 4.3.7 SS 1/2 の 7 m WL に流れこむ流線の SS 5 における幅 (Y_{ss5}) と w_n との関係

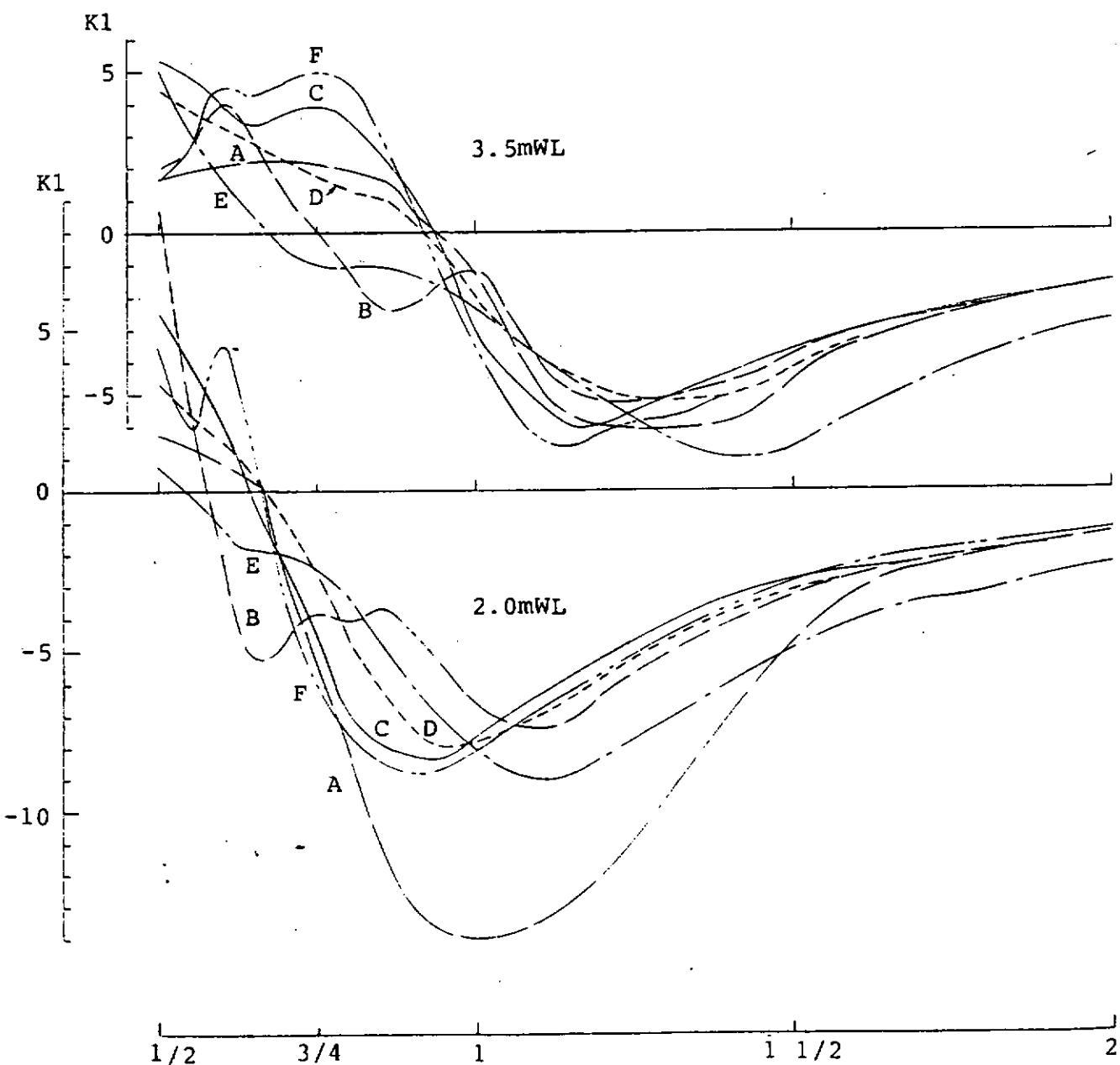
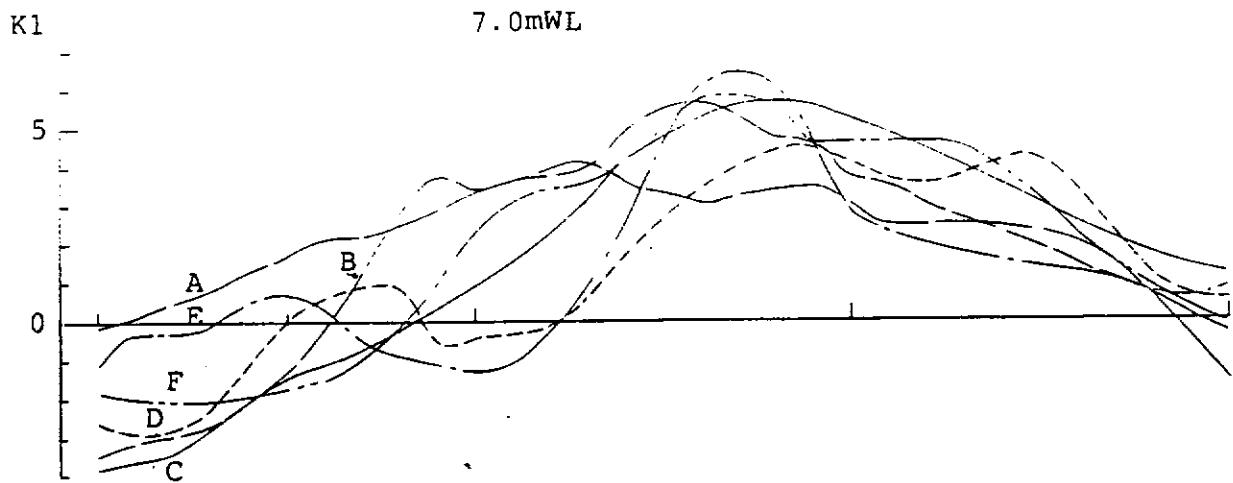


図4.3.8 SS 1/2の7 m WL, 3.5 m WL, 2 m WLに流れこむ流線の拡大・縮小率の流線上の変化

4.4 境界層計算

大阪府立大学担当

4.4.1 緒 言

通常の境界層計算法では船尾端で計算が発散することはよく知られているが、それでもこれを船型設計に応用することは不可能ではない。例えばSS 3からSS 1ではほど計算が可能であるので、粘性抵抗や船尾流れの大略を知ることができる。また、SS 1より下流でも計算の発散の原因が水面に比較的近い場所での境界層厚さの増大であることを考慮し、例えば small cross flowの近似などを採用して流線毎の計算を実施すれば、境界層厚さの比較的薄い、プロペラ断面を含む船尾端下半部での計算が可能になる。これらの計算を行うことにより、船尾形状変化による船尾流れ、粘性抵抗、プロペラ流入速度場の違いを求めれば船尾の船型開発に役立つであろう。本報告はこのような解析の一例を示したもので、出来るだけ実験値と比較することによって、境界層計算の有用性を検討したものである。なお、粘性抵抗については従来の流れ方向の運動量損失に基づく成分のはかに、境界層内の2次流れによる渦抵抗成分を求める手法を示した。

4.4.2 解析法の概要

まずポテンシャル流れの計算値の利用について考える。境界層の特性は外部ポテンシャル流れによって決まるから、これを利用することによって境界層特性をある程度予測することができ、船型の変化による船尾流場の変化の傾向を把握することができるはずである。問題はポテンシャル流れの計算値のうちどの項目が粘性流れの発達に寄与しているかを検討することである。これには境界層方程式の第1近似理論¹⁾を用いると都合がよい。主流方向の運動量厚さ θ の変化には流線間の縮小率 K_1 と圧力勾配項 $\partial U_e / \partial s$ (U_e は層外速度、 s は流線方向の座標) が組み合わされた形 $K_1 - (H + 2) \partial U_e / \partial s / U_e$ なる項が寄与することが判っている。形状係数 H の寄与は小さいから仮に $H = 1.3$ とおいて次の量

$$K_1 = \frac{3.3}{U_e} \frac{\partial U_e}{\partial s}$$

を求めれば θ の変化率の相対比較ができる。同様にして、 $-\partial U_e / \partial s / U_e$ は H の変化に寄与することが判り、また、2次流れ角の壁面値 β_w (上向き正) の変化には主に $K_2 \theta (H + 1)$ の項が支配的であるから、流線の曲率 K_2 を調べることにより β_w の変化をある程度推察することができる。また、ポテンシャル流れの流線は流れの方向を知る上で最も重要である。

つぎに、境界層計算は直接船尾流れの情報を与える。特にSS 3～1での境界層解は重要で粘性抵抗もほゞこの付近の流れで決まる。 θ や δ^* (排除厚さ = $H\theta$) は境界層厚さの目安であり、あるいはまた粘性伴流の目安であるとも考えられる。また、Squire-Youngの式²⁾を3次元流れに適用すると、

$$\theta_\infty = \theta \left(\frac{U_e}{U_\infty} \right)^{(H+5)/2} \quad (4.4.1)$$

ここで、 θ_∞ は無限下流での θ の値、 U_∞ は一様流(船速)。上式の右辺は船体部分で求めることができ、各流線毎の抵抗の分布を表している。これをガース方向に積分すれば、その断面より上流で蓄積された運動量損失(流れ方向)に基づく抵抗が求められる。一般にはその積分値が最大の断面での値を用いる。

境界層内の2次流れはいわゆる縦渦の要因であると考えることができる。ここでは速度分布に指数則とMager modelを仮定して

$$u = U_e (\zeta / \delta)^{(H-1)/2} \quad (4.4.2)$$

$$v = u \tan \beta_w (1 - \zeta / \delta)^2 \quad (4.4.3)$$

とおく。ただし、 u は主流方向、 v は2次流れ方向の流速で、 δ は境界層厚さ、 ζ は壁からの法線である。層内壁

付近で $\partial v / \partial \zeta = 0$ なる点 $\zeta = \zeta_0$ より外側で、S 方向の渦度 ω_s ($= - \partial v / \partial \zeta$) を考える。渦度の $\zeta = \zeta_0 \sim \delta$ での積分値 $\Delta \Gamma_s$ ($= - v(\zeta_0)$, 附号はビルジ渦方向を正) は、ほゞ単位ガース長さ当たりの層内 2 次流れによる循環を表しており、境界層により作られた縦渦とみなすことができる。また、船尾の断面で考えるとき、層外速度のガース方向成分 V_n も縦渦の一成分であり、これを $\Delta \Gamma_{nx}$ と書けば x 方向の渦による単位ガース長さ当たりの循環 $\Delta \Gamma_x$ は

$$\Delta \Gamma_x = \Delta \Gamma_{nx} + \Delta \Gamma_s \quad (4.4.4)$$

と表すことができる。第 1 項はポテンシャル流れの計算で求められ、第 2 項は Mager model を仮定すると次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \Delta \Gamma_{nx} &= V_n \\ \Delta \Gamma_s &= - k U_e \tan \beta_w, \quad k = \frac{16}{(H+3)^2} \left(\frac{H-1}{H+3} \right)^{\frac{H-1}{2}} \end{aligned} \right\} \quad (4.4.5)$$

もっとも、速度分布に Mager model 以外の 2-parameter model を仮定したとしても積分値である $\Delta \Gamma_s$ には差程影響しない。境界層の仮定に立てば上式の 2 つの渦成分のうち後方に流出するのは $\Delta \Gamma_s$ のみである。これらを解析することにより船尾縦渦の分布、中心位置、強さなどの情報を得ることができる。

つぎに、粘性抵抗 R_v について考える。これは前述の (4.4.1) 式をガース方向に積分した運動量損失による抵抗 R_1 と流出する縦渦のエネルギー損失による抵抗 R_2 の和として仮定する。

$$R_v = R_1 + R_2 \quad (4.4.6)$$

$$R_1 = \rho U_\infty^2 \int_{\text{girth}} \theta \left(\frac{U_e}{U_\infty} \right)^{\frac{H+5}{2}} dn \quad (4.4.7)$$

R_2 は前述の $\Delta \Gamma_s$ に基づくものであるが、もともと 3 次元境界層の仮定のもとでは渦抵抗の概念は存在せず、また簡単な解析によると後流で $\Delta \Gamma_s$ は減少し無限後方で 0 となる。これは境界層の仮定の不備によるものであるので、ここでは $\Delta \Gamma_s$ による断面エネルギー損失の最大値(これは船体部分で生じる)が後方に流出するものと仮定する。これは別所³⁾が Jones の細長体理論を用いて V_n による渦抵抗を求めた手法とはゞ同様であって、 V_n の代りに $\Delta \Gamma_s$ を用い、渦抵抗の計算を厳密に行う点が異なる。さて $\Delta \Gamma_s$ の渦の位置を助骨線上にあると仮定し、かつ、流出するのであるから船体部分の影響を無視して Trefftz 面でのエネルギーより抵抗 R_2 を求めると次のようになる。

$$R_2 = \frac{\rho}{2\pi} \int_{\text{Keel}}^{\text{WL}} \int \int r(z) r(z') dn \frac{(z - \bar{z}') (z + \bar{z}')}{(z - z') (z + z')} d\ell d\ell \quad (4.4.8)$$

ここで、循環密度 r には $\Delta \Gamma_s$ を用いる。 z は断面の複素座標、 \bar{z} は共役である。以上により粘性抵抗を 2 つの成分に分離して計算することが可能になったが、各々の成分について誤差があるので、(4.4.6) 式の実際の適用に当っては各項の前に未定係数を導入し実験値に合うように係数を定める等の工夫が必要であろう。

最後にプロペラ面内の伴流分布について述べる。通常の境界層計算はプロペラ上縁部の上方で境界層厚さや β_w の値の急増のために発散する。しかし、微少 2 次流れの仮定に基づく流線に沿った計算では、適当に流線を選ぶことによりプロペラ面近くまで計算を進めることができるのである。この結果を用いて伴流分布の情報をある程度得ることができる。例えば(4.4.2) 式の指数型速度分布を仮定すれば、伴流値 w になるような壁面からの距離 ζ を求めることができて、

$$\zeta = \delta \left\{ (1 - w) \frac{U_\infty}{U_e} \right\}^{\frac{2}{H-1}} \quad (4.4.9)$$

となる。ただし、ここでは近似的に $w = 1 - u / U_\infty$ と仮定した。また前述の循環密度 $\Delta \Gamma_s$, $\Delta \Gamma_{nx}$ などは、プロペラ面では各々中心線付近の下向き速度、外縁付近の上向き速度に対応しており、プロペラ面伴流の2次流れ速度ベクトルや渦の大きさ、位置などと関係づけられるものと思われる。

4.4.3 供試船型および数値計算法

計算に使用した船型は SR183 A～F 船型で、いずれも浅喫水幅広船型であり、A以外はホグナ一型船尾バルブを有する。BはAと C_p カーブと同じにして小さ目の船尾バルブを付加したもの、CはBの倍のバルブを有している。D, E, FはB, Cを基本としてバルブや船尾形状の変更を行った船型である。船首形状は6船型とも同一である。

ポテンシャル流れの計算には Hess-Smith 法を用い、片舷約300のパネル分割で行った。境界層の計算には Okuno の方法⁴⁾を用いた。これは、微少2次流れ、Entrainment、2パラメーターの2次流れ速度分布、2次流れ方向の運動量モーメント式、Ludwig-Tillmann の局部摩擦則などを仮定した積分型解法で、流線毎に Runge-Kutta-Gill 法で積分を進めるものである。今回はこの計算法に渦抵抗や運動量損失抵抗を求める算式を追加した。(4.4.2)式の R_2 の Log 型特異性はその付近で解析解を用いることにより処理した。

計算条件は 2 m 模型の実験(SSK)に合わせて $R_n = 2.046 \times 10^6$ とし、初期位置は船体中央部とし、 $R_x = U_e L_{pp} / (2 v)$ における平板値から求め、また2次流れについては $\beta_w = 0^\circ$ とおいた。

4.4.4 計算結果と考察

まずポテンシャル流れに関する結果から述べる。図 4.4.1 は A～F の 6 船型の助骨線と中央部で同一点を通る流線の比較を示したものである。Aより B, C の流線がバルブの近くで下方に移動、D は C に比べて上向き、E は最も上向きで設計思想の違いがよく現われている。図 4.4.2 は圧力勾配と流線の縮少率を Z 方向(鉛直下向き)の分布として表したもので、これが運動量損失の原因となる。いずれの船型でもビルジを回ったあたりで値が大きくなる。船型間の違いは少く、強いて言えば E 船型の値が小さい。これは後述する抵抗の違いとなって現われる。

図 4.4.3 は流線の曲率 K_2 である。これは流線座標では $\partial U_e / \partial n / U_e$ であることからも判るように (n はポテンシャル線の方向)、船側部におけるガース方向の圧力変化であって、これが大きい程 β_w が大、そして層内の縦渦が大となる。これによると軸心位置付近にビルジ渦、船底に逆渦、また E 船型では水面付近で層内逆渦ができることが推察される。また図 4.4.4 に示したのは層外速度のガース方向成分 $V_n (= \Delta \Gamma_{nx})$ であって、断面の下半部はビルジ渦の一部、上半部は逆渦に対応するものである。図 4.4.3～4 でも船型間の差異は少いが、普通型船尾の A 船型が他に比べてビルジ渦が小さくなることが予想される。

船尾 SS 1 における境界層計算結果を図 4.4.5～4.4.9 に示す。まず、水面近くでどの船型にも境界層厚さが増大する所があり、これは図 4.4.1 の No.17 流線付近であって、ビルジを回って水面に達するまでにかなり強い圧力勾配などの影響を受けた結果である。そして、この位置は図 4.4.7 において β_w が急変する所、すなわち付着線の近くでもある。境界層計算はこれ以後この点の近くで発散に至る訳であるが、少くともこの付近で境界層厚さが増大することは実験でも知られている事実である。船型間の違いをみると特に E 船型が厚さも薄く、2次流れも小さい。D 船型において船側部で厚さの薄い所があるが、これは図 4.4.2 のポテンシャル流れにおいて $K_1 - 3.3 \partial U_e / \partial s / U_e$ の値が同じ場所で減少していることに対応しており、さらにこれは助骨線の描き方に関係している訳である。また厚さの極小点付近で 2 次流れの発達も抑制されている。しかし、D 船型は水面付近で境界層厚さが増大しているため、抵抗の減少にはならない。このほか、仔細にみれば船型間の差異が微妙に現われているがここでは省略する。

つぎに抵抗をみてみよう。図 4.4.10 は運動量損失による抵抗 R_1 を各断面でみたもので、その断面より上流で失

なわれた流れ方向の運動量を表している。SS 1 以後で計算が発散するため、 R_1 の値もバラついており、抵抗の値は SS 1 の断面で決めた。E 船型は特に R_1 の無次元値が小さい。これは、境界層厚さが薄いためと、浸水面積 S が他と比べて少し大きいためである。図 4.4.11 は渦による抵抗 R_2 の長さ方向の分布であり、その断面でのエネルギー損失に対応する。図には参考のため別所の方法に対応する V_n を用いた結果も示した。 V_n による渦抵抗はほど SS 1 1/4あたりで最大になり、その後層内の 2 次流れが発達することによって Δf_s による渦抵抗は SS 3/4 のあたりで最大となる。図中に矢印で示したように R_2 の最大値をもって渦抵抗の値とした。図 4.4.12 はこれらの抵抗成分の船型間の比較であって、E 船型が R_1 , R_2 共に小さいのは予想された通りである。 R_2 については V_n から決めたものと Δf_s から求めた値はほど同程度であって、 R_1 の数%である。しかし、図中に示した実験値 (SSK) と比較してみると、A と B で全抵抗が変化しないのは B 船型において R_1 の減少と R_2 の増加が相殺したことによるなど、抵抗成分の微妙な変化を論ずるには渦抵抗 R_2 は無視する訳にはいかない。図中に計算値を用いて粘性抵抗の回帰分析をした結果が示してあるが、 R_2 に Δf_s を用いた方が良い結果を与えており、それによると粘性抵抗係数 C_v は

$$C_v = 0.914 C_{R1} + 1.399 C_{R2} \quad (4.4.10)$$

と表わされ、実験値との相関はかなり良く、また係数の値も差程不自然でないことは、この手法の妥当性を示しているものと解される。この解析から、低抵抗船型を求めるための指針として、主流方向の運動量損失 R_1 ばかりではなく渦抵抗 R_2 も減少させる必要があり、 R_2 の減少には境界層厚さを減少させることと、 K_2 を減少させることあるいは K_2 を正と負に分割することによって絶対値を下げる、言い換えれば縦渦を小さい渦に分割することが有効であることが判る。そして R_1 の減少のためには境界層厚さの減少、すなわち流線の縮少率と圧力勾配の減少が効果のあることが判った。したがってポテンシャル流れの計算値のみでも、抵抗の相対比較はある程度可能であろう。

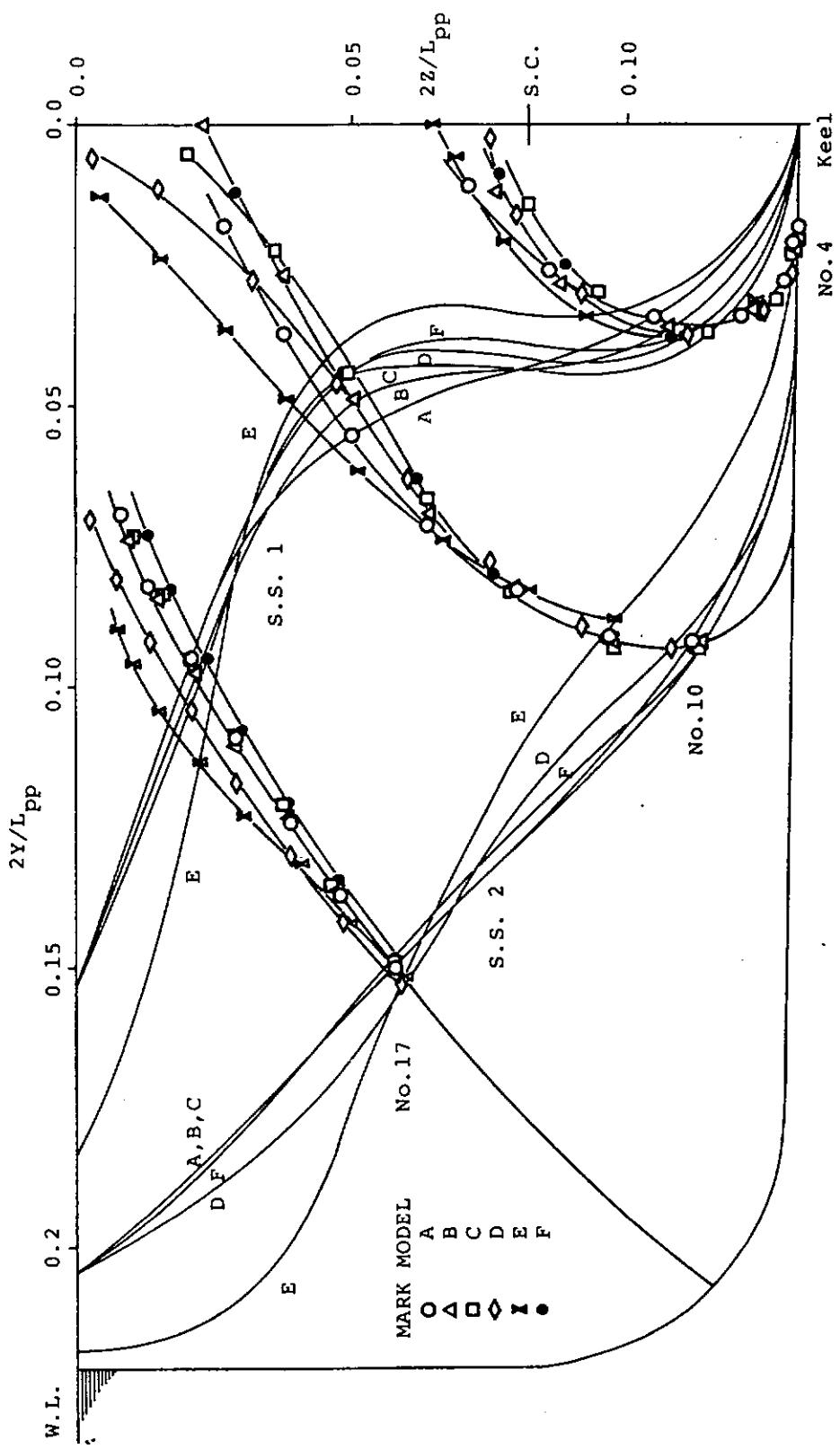
最後に、プロペラ断面の伴流分布について述べる。図 4.4.13 は各船型の伴流分布のうち $w = 0.3$ と 0.5 について実験値 (SSK) をまとめたものであり、図 4.4.14 はその計算値である。ただし、プロペラ面での計算ができないので、SS 1/2 での (4.4.9) 式の値を断面から法線方向に測って点置し、contour 図にしてある。図 4.4.13 と 14 を比較すると軸心より下方ではかなりの相関があるようだ。もっともこの部分では境界層特性にあまり差はない、主に助骨線の形状で伴流分布の形が決まるようである。軸心より上方では両者の相関はあまり顕著でない。つぎに、図 4.4.15 は境界層内 2 次流れの成分 Δf_s をみたもので、実験値としては中央付近の下向き流速を点置してある。下半部で C, D 船型が上向き速度が大きく、A 船型ではむしろ下向きぎみであること、さらに、上半部の下向き流速が A では小さく C, D で大きいことなど、ある程度の相関がみられる。図 4.4.16 は Δf_{nx} (= V_n)、すなわち粘性流の外縁における上向き速度成分で、実験値には $w = 0.1$ 付近の上向き速度を点置してある。これは図 4.4.15 程の相関ではなく、船型の差は実験値では余りない。計算値としてプロペラ断面の値を使う方が良かったかも知れない。以上、プロペラ断面の伴流分布、2 次流れについてある程度の相関が認められた。未だ満足のいく結果ではないが、今後改良を加えることにより実用化が可能であろうことは期待できるものと思われる。

4.4.5 結 言

SR 183, A ~ F の 6 船型について、ポテンシャル流れの計算と簡単な境界層計算を行って粘性抵抗、船尾流れ、伴流分布について考察を試みた。その結果、渦抵抗を考慮すると粘性抵抗の計算値は実験値とかなり良い相関を示すこと、また抵抗の原因が船尾における境界層の諸量である程度説明可能であること、更にそれらが船尾ポテンシャル流れの性質、すなわち圧力勾配や流線の縮少率、曲率などと関連することが判明した。また、プロペラ断面の伴流分布についても、その直前の断面 SS 1/2 での計算値とある程度の相関をもつことが示された。これらの結果は船尾船型設計に対する境界層理論の適用の可能性を示すもので、今後の応用が十分期待できるものである。

参 考 文 献

- (1) 田中一朗, 姫野洋司: 3次元乱流境界層の第1近似理論とその応用, 船論, 138号(昭50)
- (2) 例えば, H. Schlichting: "Boundary Layer Theory", p. 620, 4 th ed., McGraw-Hill Book Co. Inc. (1962)
- (3) 別所正利: 助骨線に関する考察, 船論, 122号(昭42)
- (4) 奥野武俊: 船体表面の摩擦応力分布および境界層内の2次流れに関する研究, 船論 139号(昭51)



4.4.1 Comparison of Streamline and Frame-line

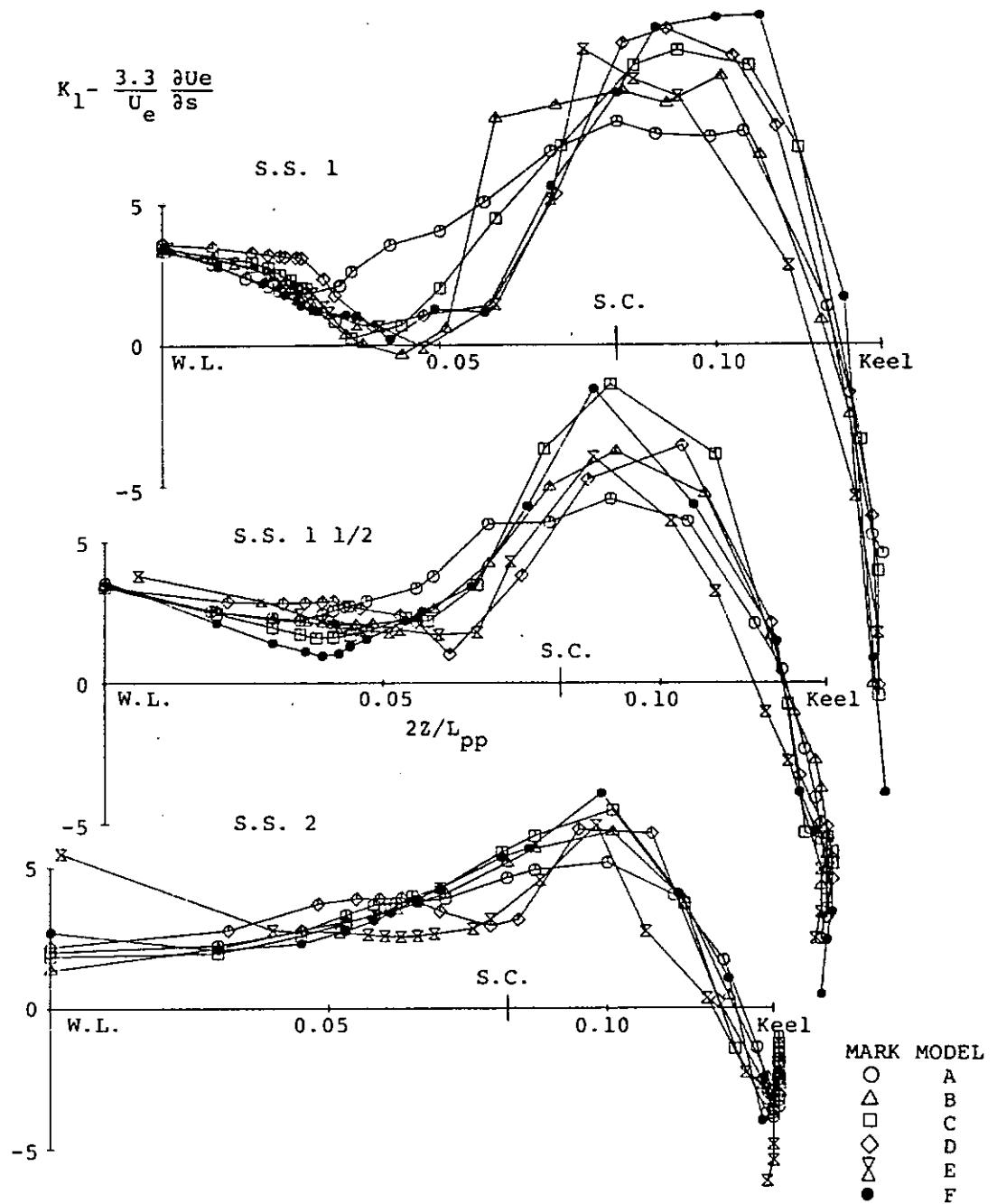


図 4.4.2 Pressure Gradient and Streamline Convergence.

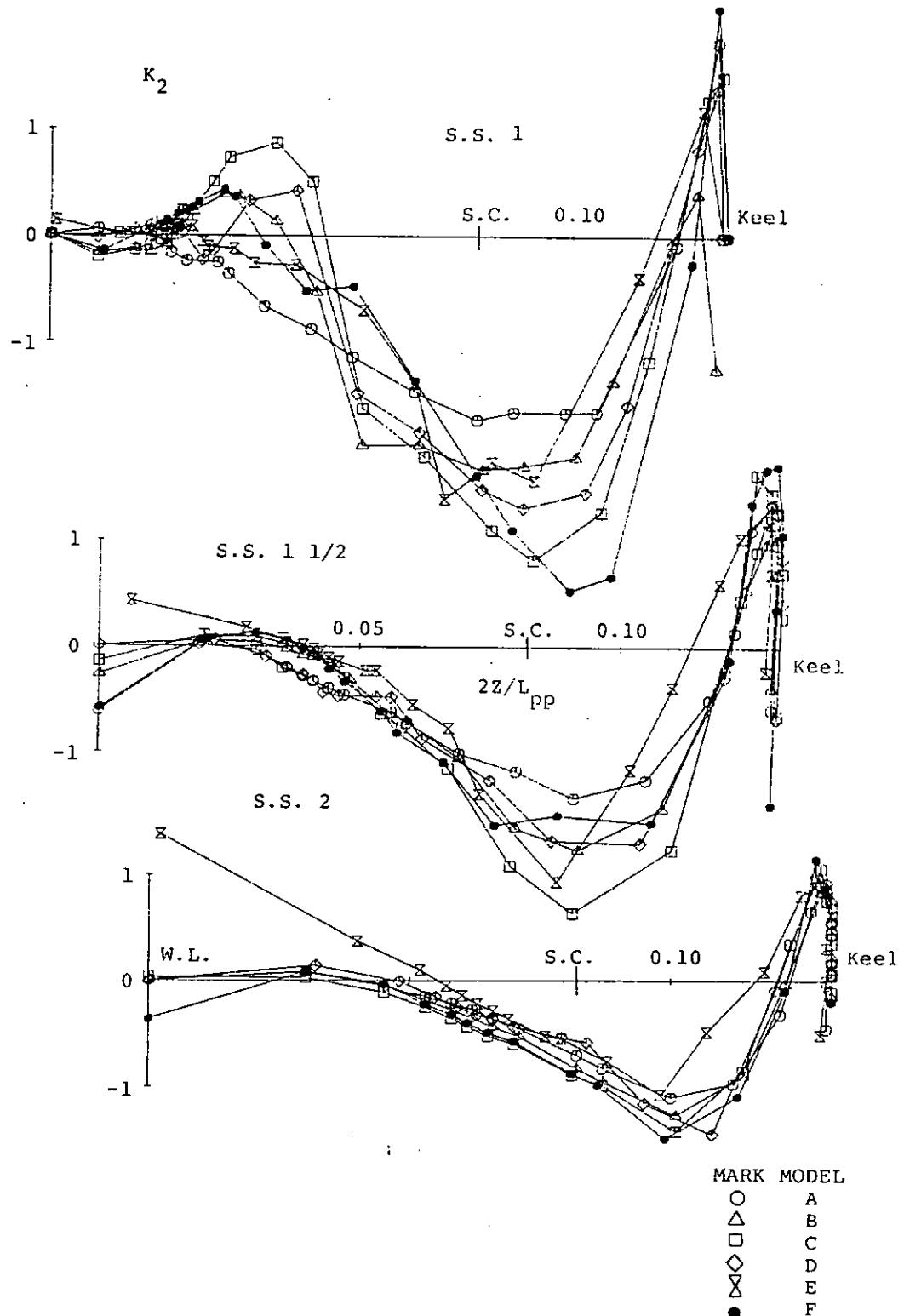


図 4.4.3 Streamline Curvature K_2 .

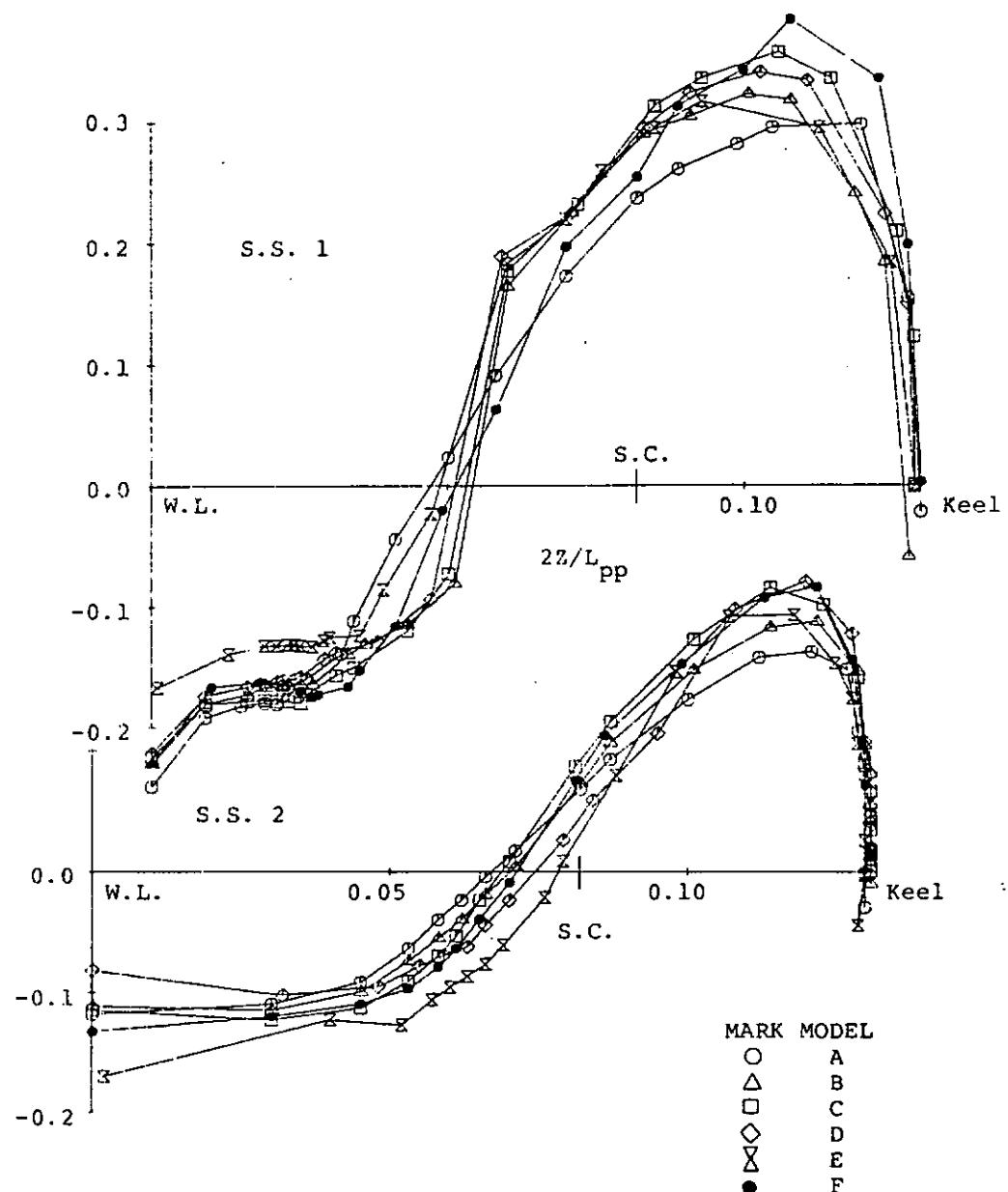


图 4.4.4 Circulation Density Δf_{nx} due to Upward Inviscid Velocity V_n .

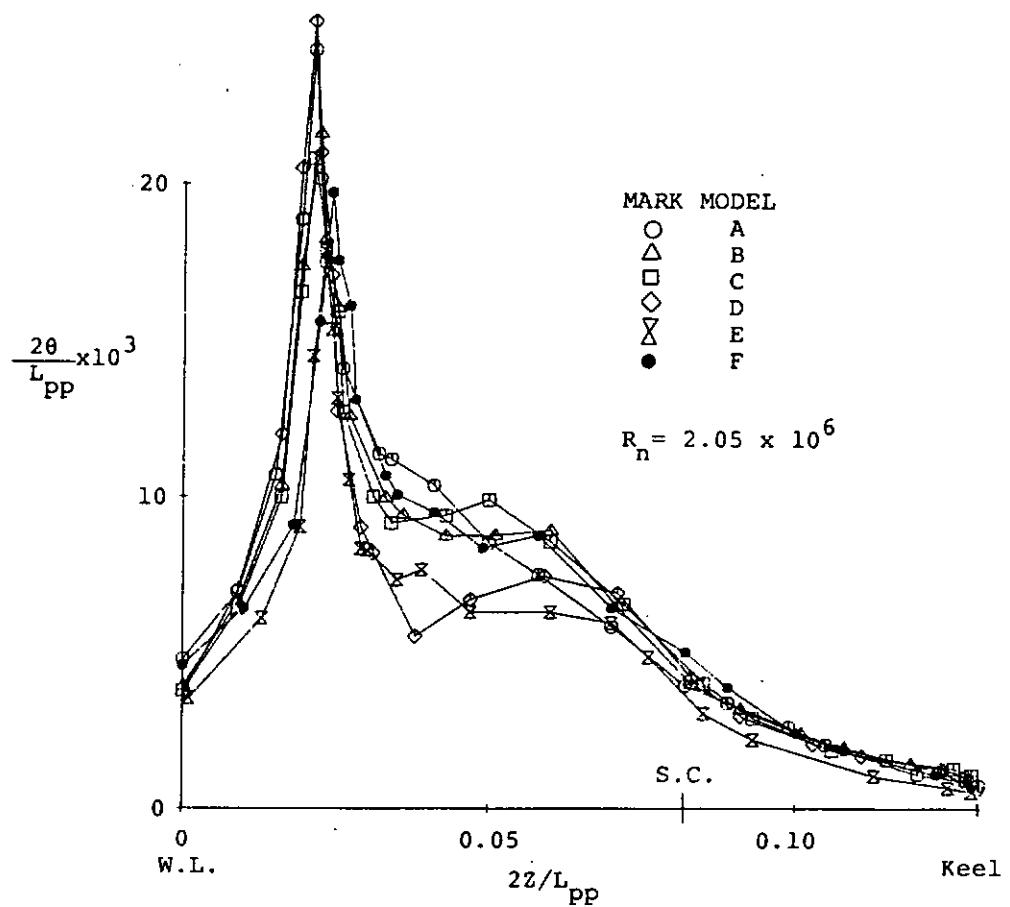


図 4.4.5. Momentum Thickness at S.S. 1

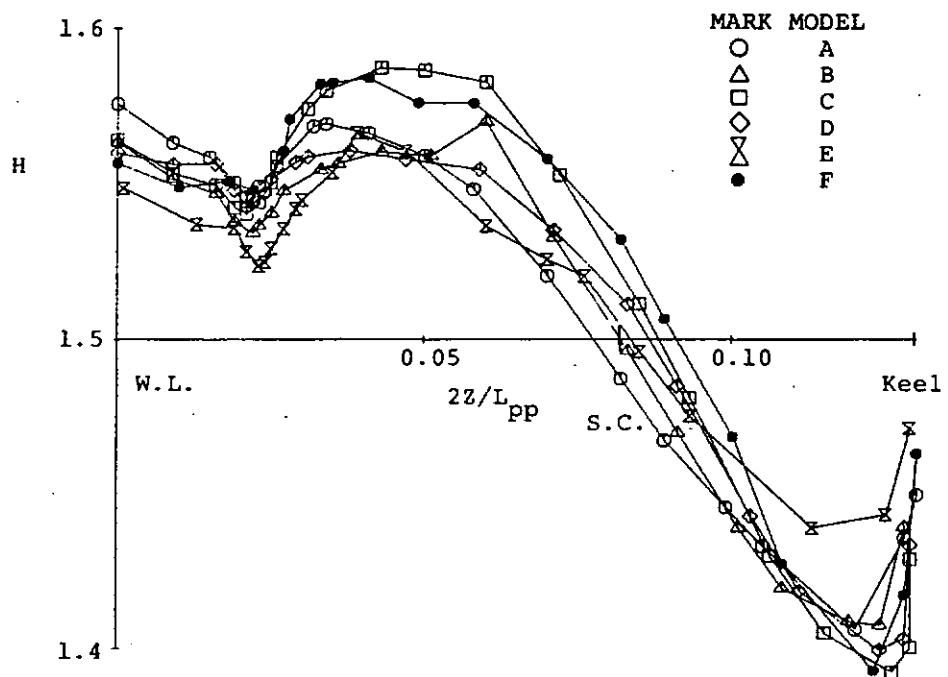


図 4.4.6. Shape Factor at S.S. 1

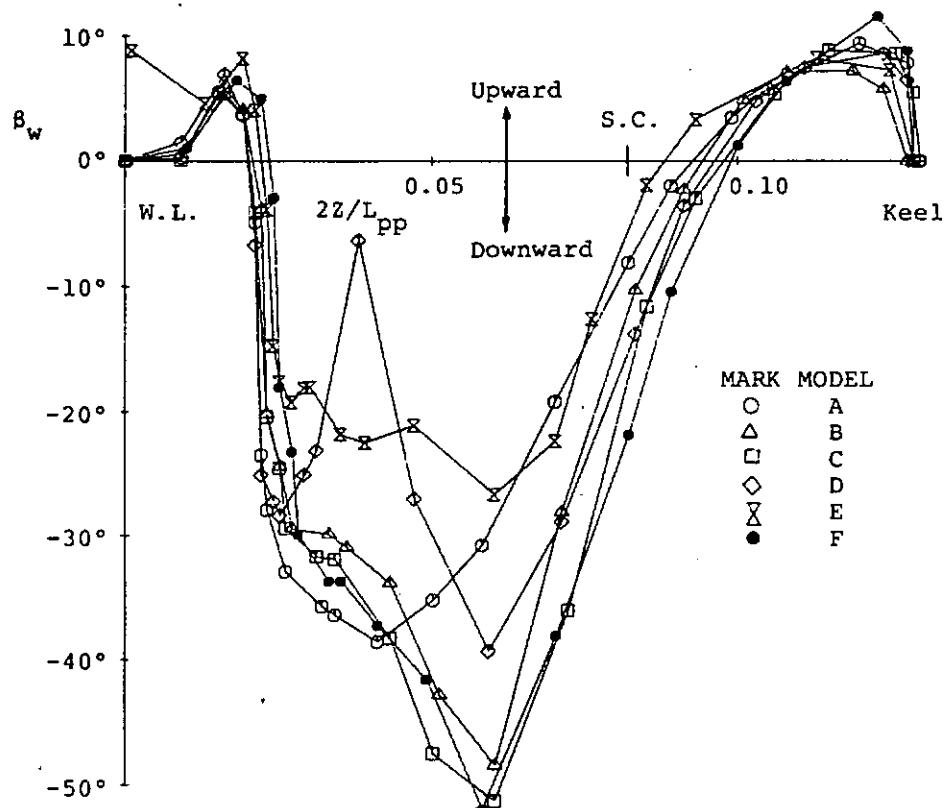


図 4.4.7 Wall Cross-flow Angle at S.S. 1

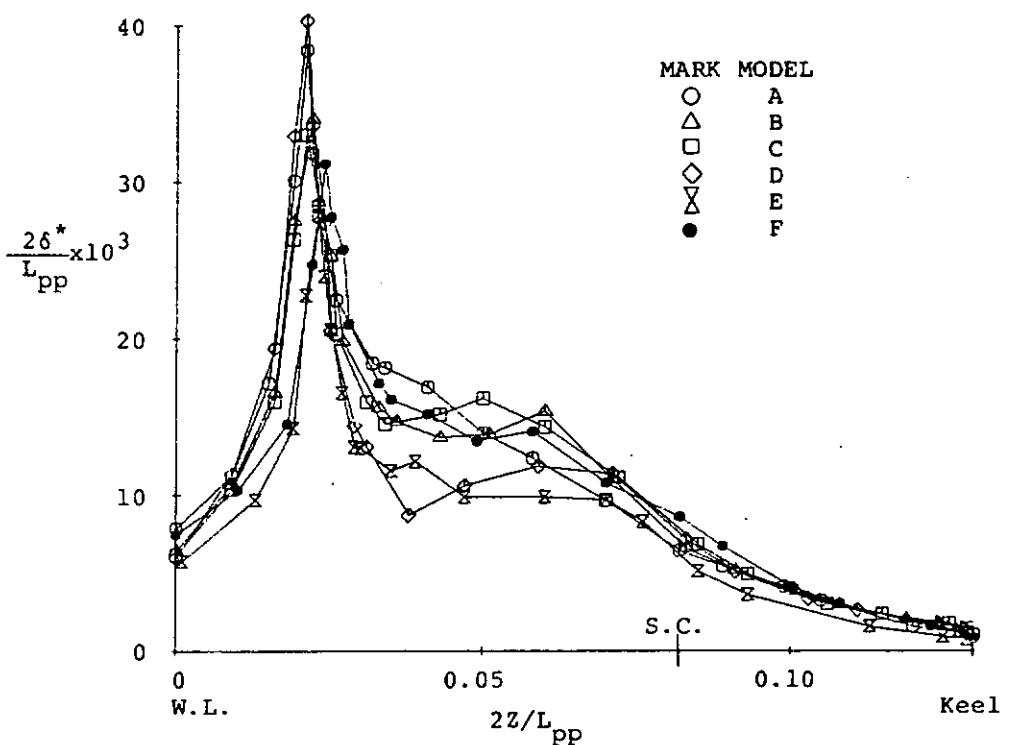


図 4.4.8 Displacement Thickness at S.S. 1

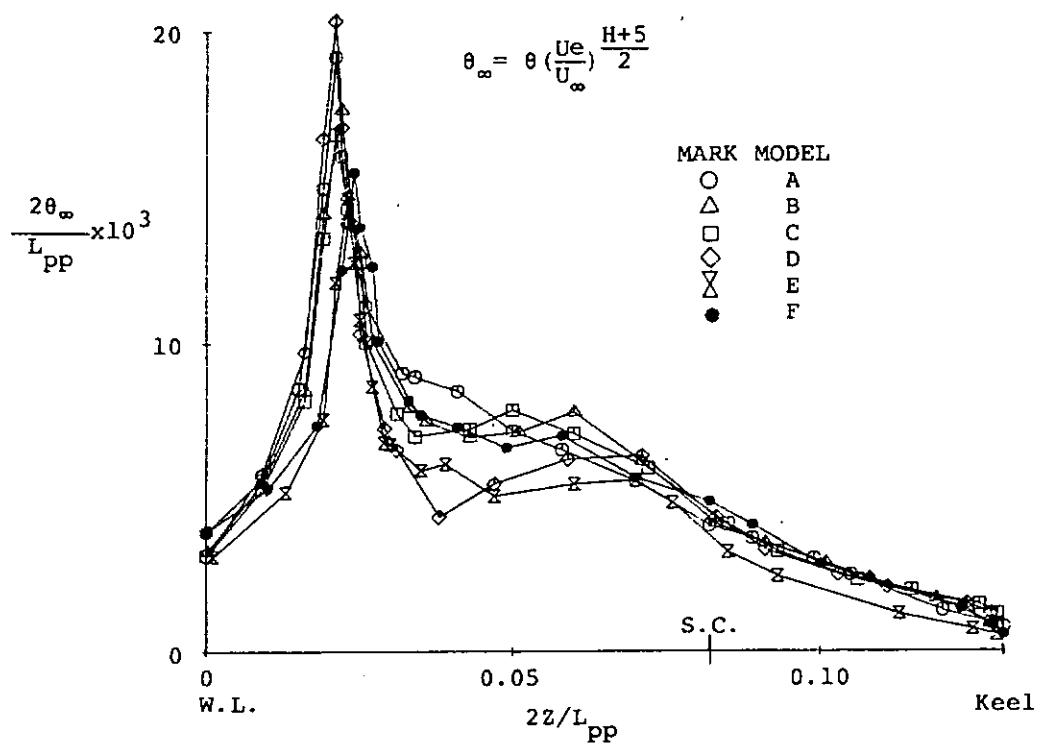


図 4.4.9 Distribution of Momentum-drag Component

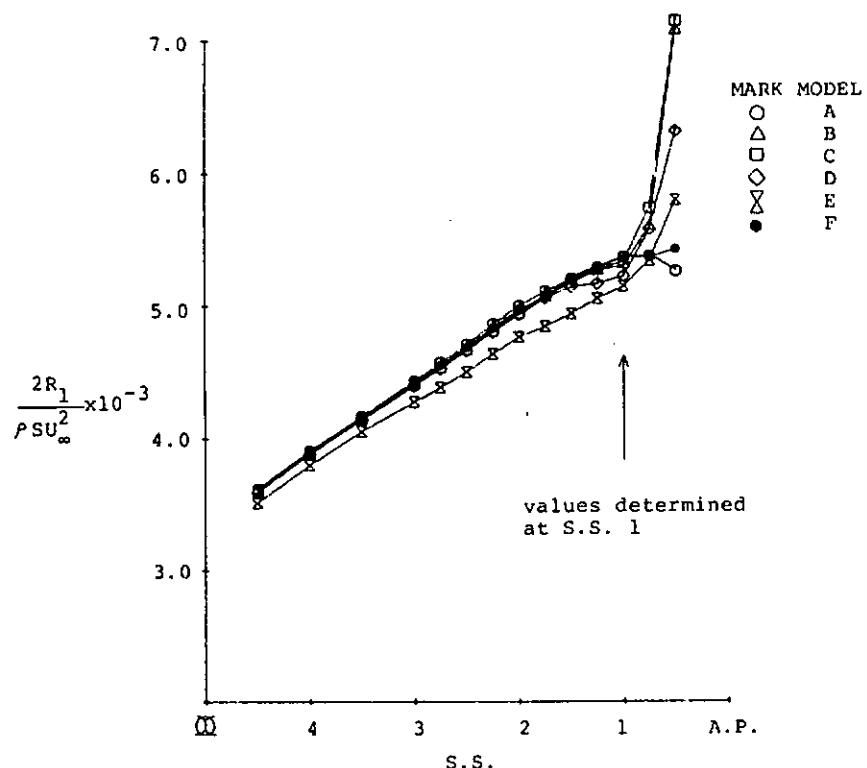


图 4.4.10 Momentum Resistance R_1

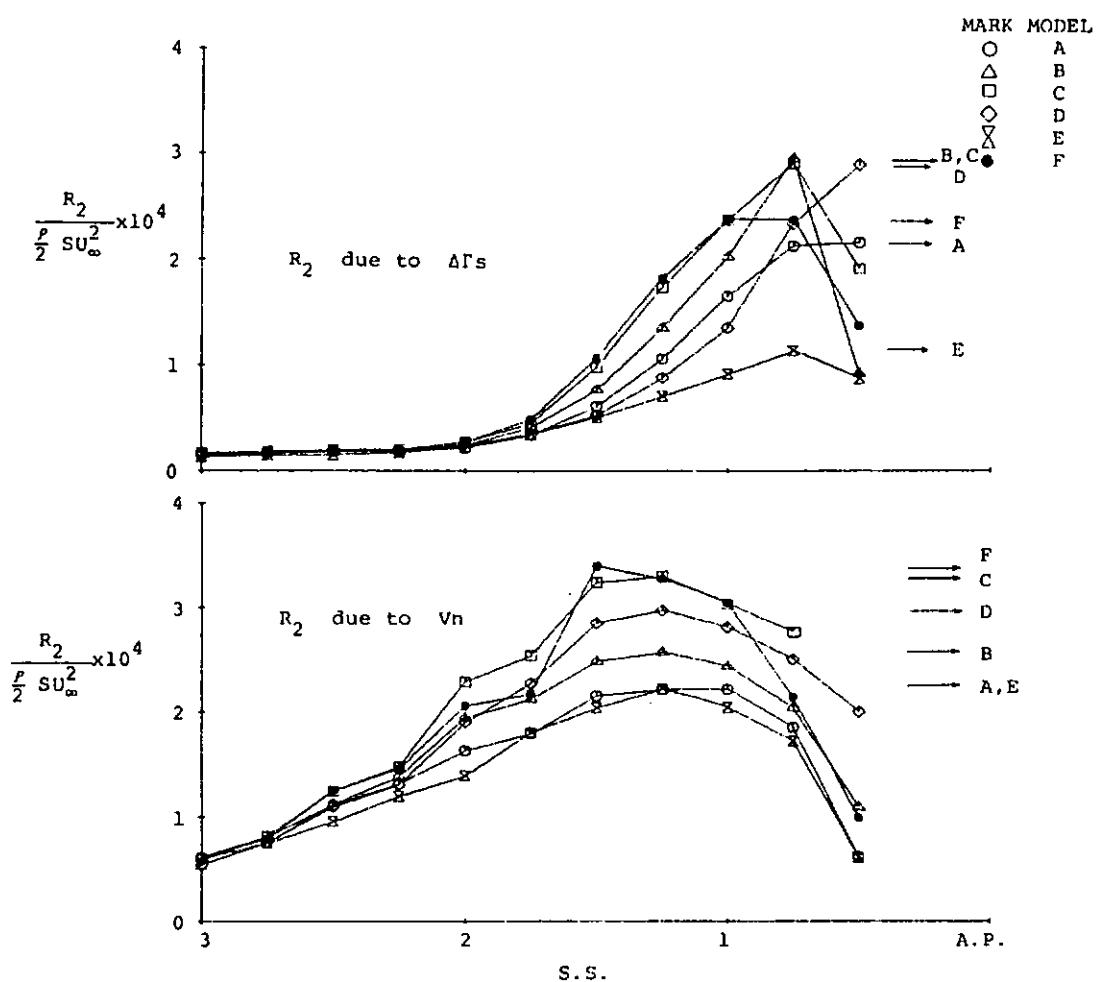


图 4.4.11 Vortex Resistance R_2

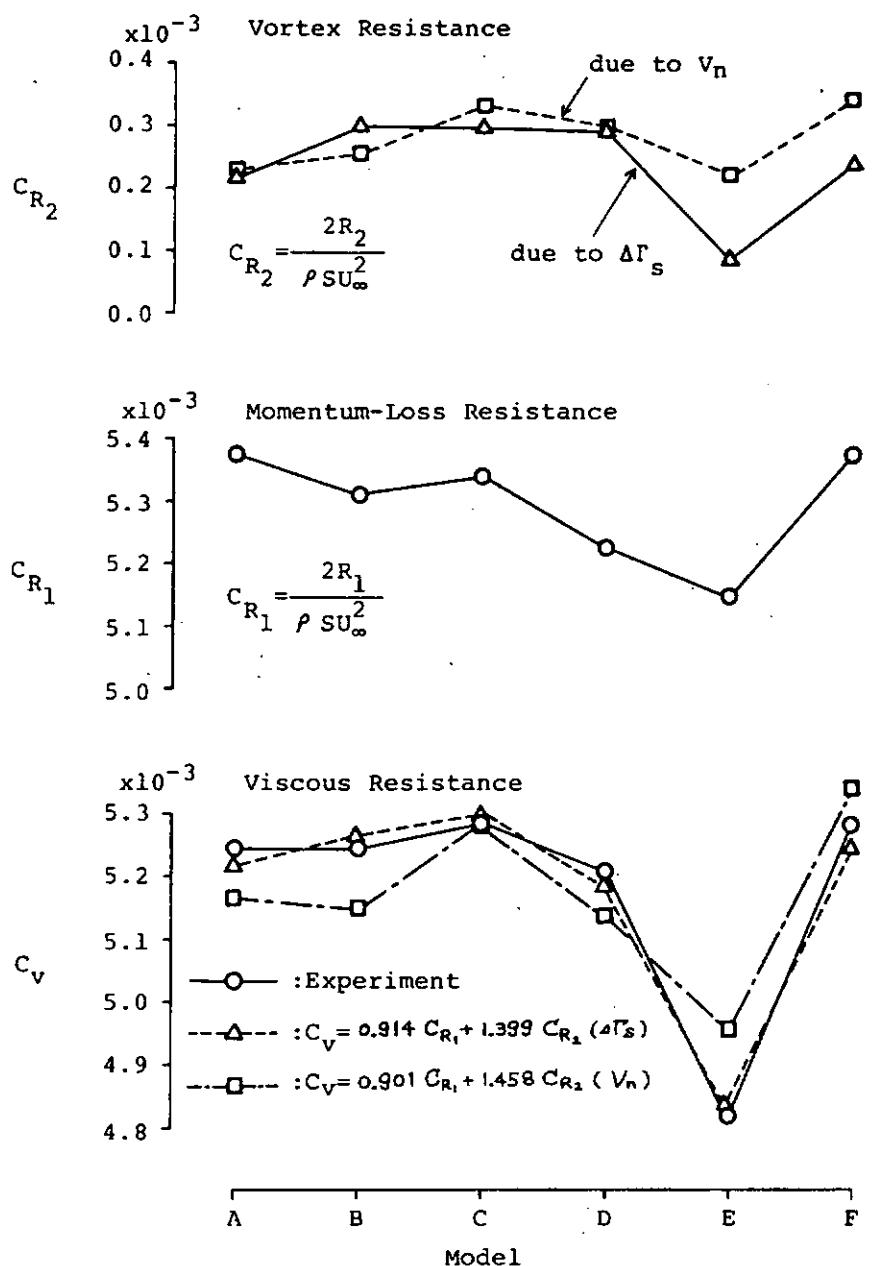


図 4.4.12 Comparison of Resistance Components

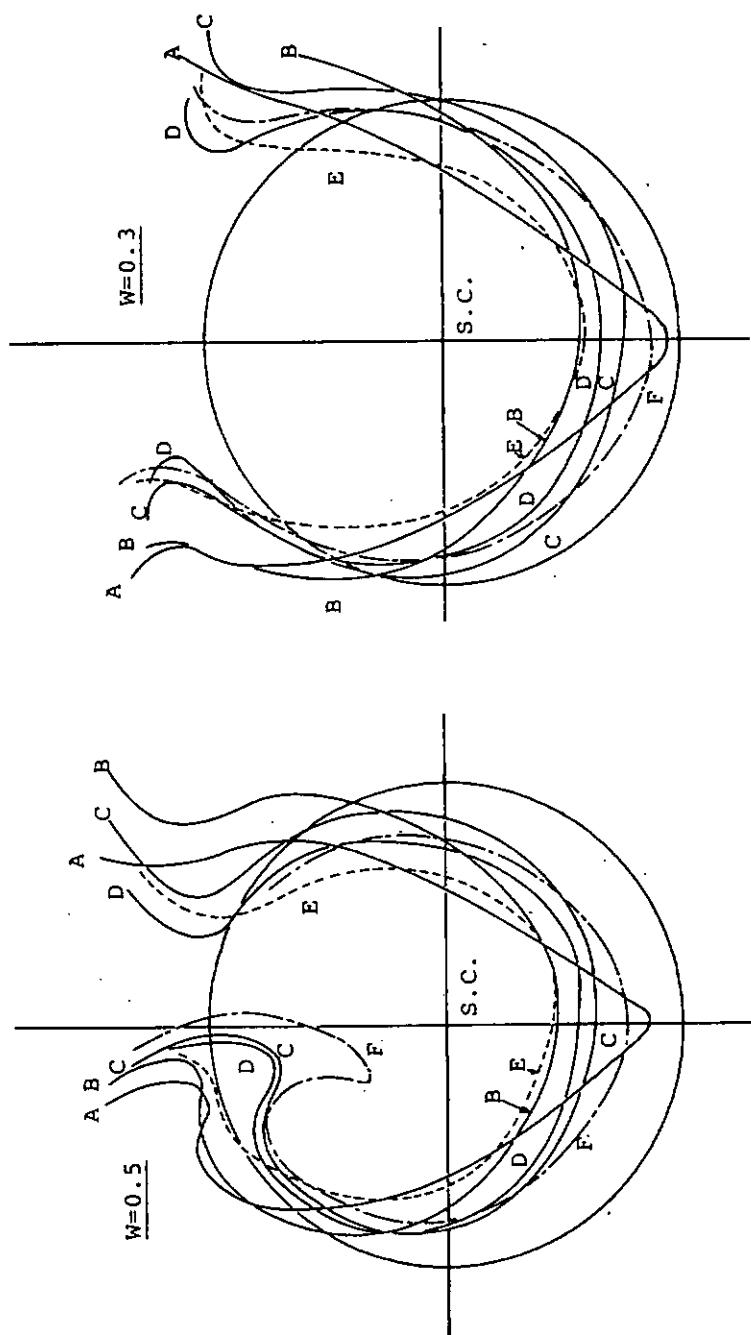
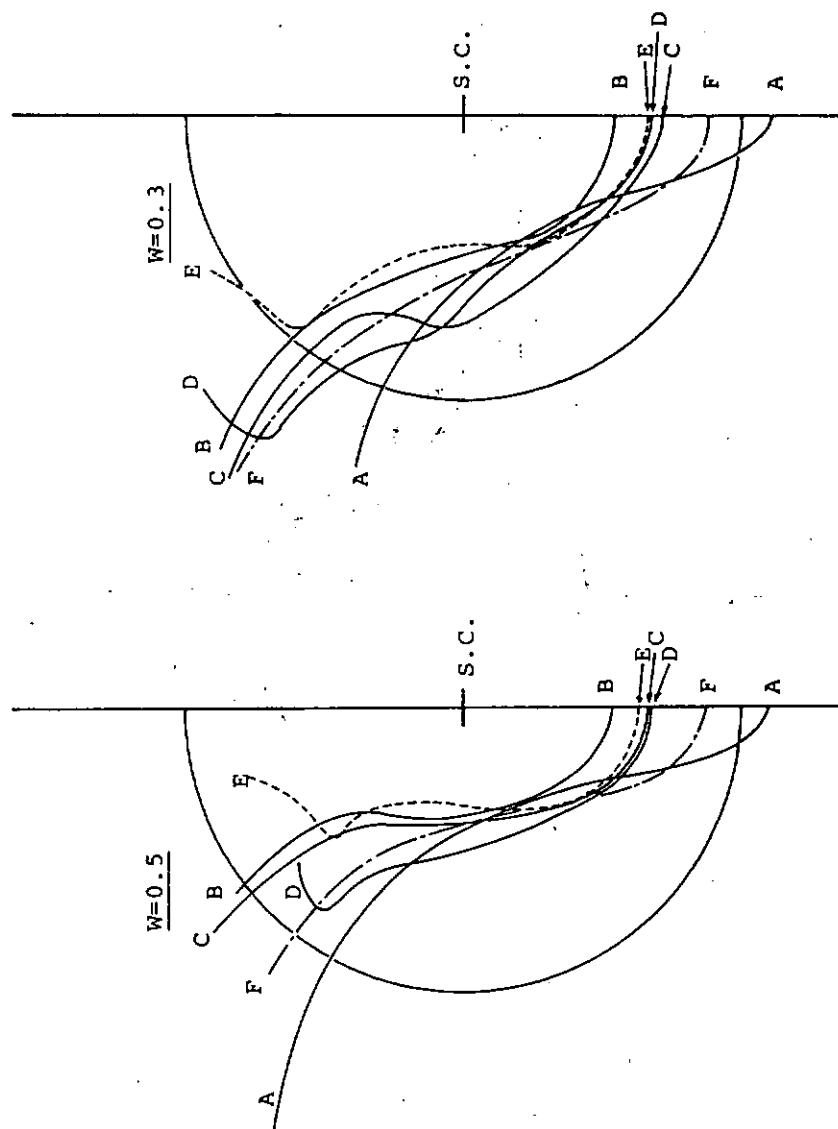


図 4.4.13 Wake Contours of Model A thru F measured at SSK.

FIG. 4.4.14 Wake Contours Calculated at $SS \frac{1}{2}$



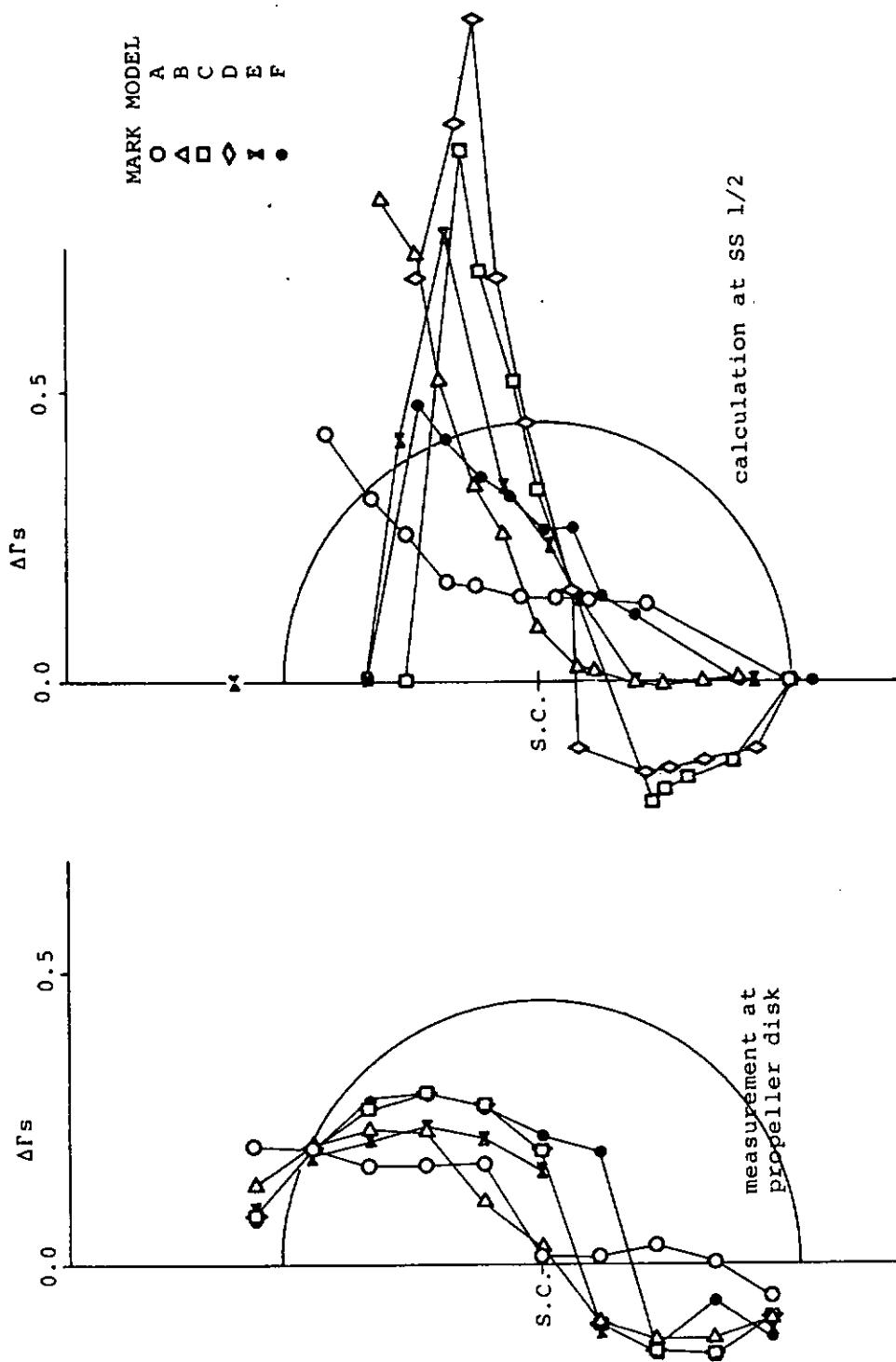


FIG. 4.4.15 Circulation Density due to the Crossflow in Boundary Layer

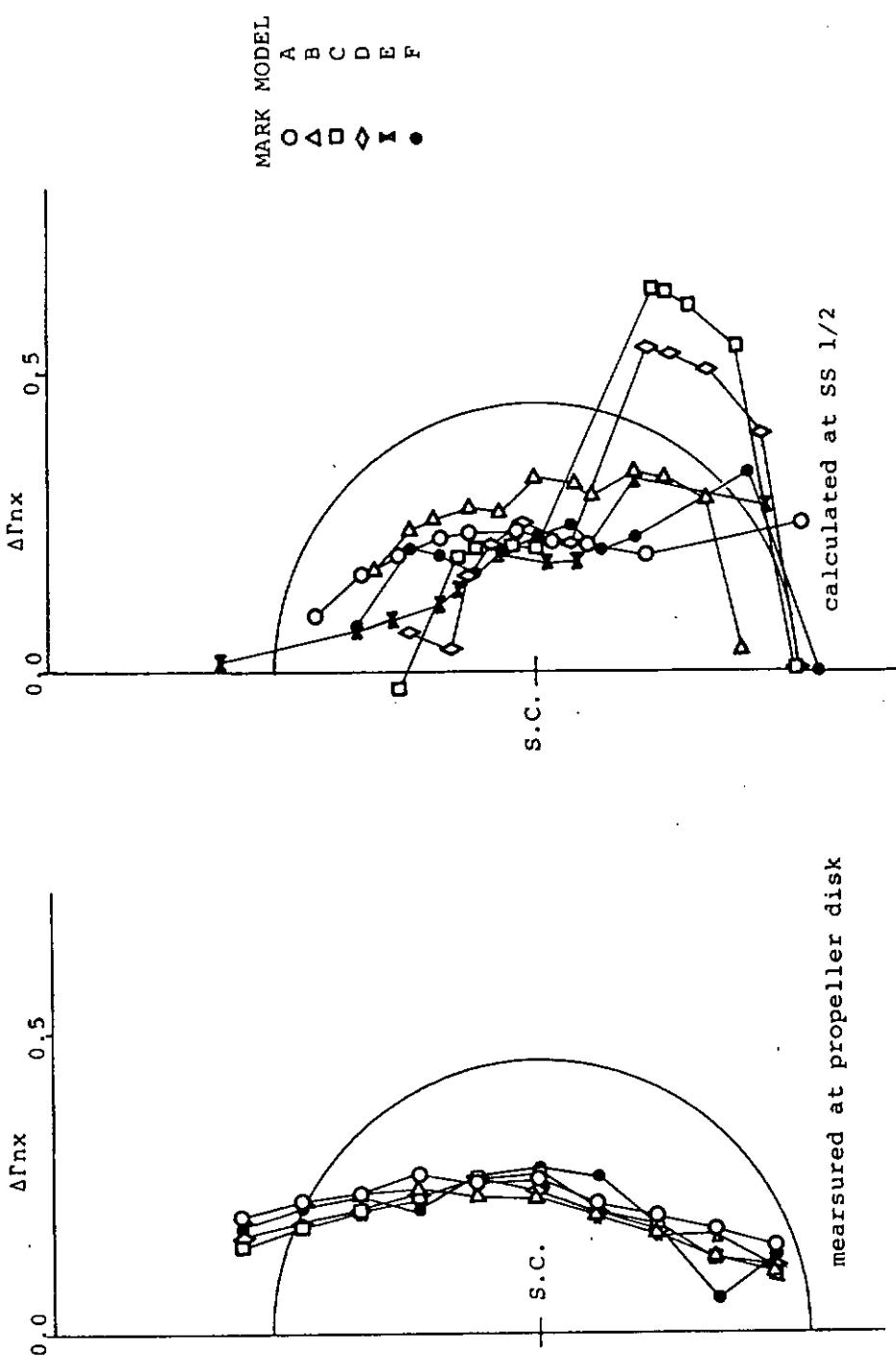


FIG. 4.16 Circulation Density due to Upward Inviscid Velocity

4.5 伴流分布の相違とプロペラ起振力

三菱重工業担当

昭和55年度及び56年度研究において、伴流分布の改善、抵抗・推進性能の向上を狙って、A～F船型に関し船型計画及び小型模型による水槽試験を実施したが、そこで得られた伴流分布の改善とプロペラ起振力との関係を、第2小委員会の協力を得て検討した。

即ち、上記7船型の中から、母型であるA船、船尾流場が改善され、且つ抵抗性能が最良であるE船、及び模型船伴流分布の円周方向均一度が最も良いF船の3船型を検討対象として選定し、これ等船型の模型船伴流分布中において、M.P.No1プロペラ(第2小委員会に於て、通常型プロペラとして検討されたもの¹⁾)を、同プロペラの設計条件にて作動させた場合の模型船対応のペアリング・フォース並びに船尾変動圧力の理論推定を第2小委員会に依頼した。

上記理論推定に当っての計算条件を表4.5.1に、又、推定に使用されたA、E、F船の模型船伴流分布を図4.5.1～図4.5.3に示す。尚、ペアリング・フォースの推定は谷林・星野の方法²⁾により、又、船尾変動圧力の推定は星野の方法³⁾により実施された。

ペアリング・フォース各成分の定義を図4.5.4に、又、A、E、F船に関する理論推定結果として、定常成分値及び1次Blade Frequency(以下B.F.)非定常成分を表4.5.2に、又、A船のK_{Fx}、K_{Mx}定常成分(K_{Fxs}、K_{Mxs})を100%とした場合の、A、E、F船の非定常成分(1次B.F.成分)の比較を図4.5.5に示す。ここでK_{Fxs}、K_{Mxs}を基準としたのは、夫々プロペラ推力及びトルクに対応するからである。

表4.5.2及び図4.5.5より明らかに如く、E船、F船の非定常成分(変動成分)はA船のそれに比し格段に減少しており、伴流分布改善の効果があらわれている。尚、E船とF船とでは、非定常成分の各要素毎に多少の差が見られるが、全体としては、ほゞ同等のペアリング・フォースであると考えられる。

プロペラ上方の船体に誘起される船尾変動圧力については、伴流分布の相違による影響を見ることに主眼がある為、その推定精度に関し今後の検討に待つ所の多いキャビテーション発生時の変動圧力推定によらず、比較的精度良い推定が可能なキャビテーションを発生していない状態(以下Non-Cavitation状態)での変動圧力推定により検討が行われた。

Non-Cavitation状態に於ける船尾変動圧力1次B.F.成分の理論推定結果を、A船のプロペラ直上の変動圧を1.0として図4.5.6に示す。この図から、Non-Cavitation状態に於ける変動圧力の大きさはF船<A船<E船となっていることがわかる。

A船、E船に比し、F船の変動圧力が低いのは、伴流分布がより均一に近く、プロペラ直上に於ける伴流のピーク値も低いことによるものと考えられる。尚、E船の変動圧力がA船よりも大きくなっている原因は明白ではないが、船体に近いWake Peak値付近における伴流分布形状が微妙に影響しているものと考えられる。

以上、船尾伴流分布の異なるA、E、F船に関し、プロペラ起振力理論推定に基く検討結果を示したが、ペアリング・フォースに関してはA船に比しE、F船が大巾に改善され、Non-Cavitation状態での船尾変動圧力に関しては、伴流分布がより均一に近いF船が最も低い値を示した。

今回の検討結果は、全て、模型船伴流分布そのものを使用した比較であり、実船には必ずしも、そのまゝ当てはまらない可能性はあるが、その絶対差は別として、伴流分布の改善によりプロペラ起振力が或る程度低減されることが本検討に於て示されたと考える。

参考文献

- (1) SR 183 昭和56年度報告書(研究資料No 348)
- (2) 谷林・星野 "Calculation of Loading on Propeller Blades Working in Non-uniform Flow based on Quasi-steady Technique", 西部造船会々報第61号(昭和56年3月)

(3) 星野 "Estimation of Unsteady Cavitation on Propeller Blades as a Base for Predicting Propeller-induced Pressure Fluctuation" , 日本造船学会論文集第148号(昭和55年12月)

表 4.5.1 ベアリング・フォース及び船尾変動圧力計算条件

プロペラ	No	M.P. No1 (Conventional Type AU型C.P.)
	要目等	翼数 = 4 直径 = 0.250 m, ピッチ比 = 0.730 (一定) 展開面積比 = 0.730, ボス比 = 0.30 翼断面形状 = MAU, レーキ角 = 0° スキュー角 = 11°
	作動条件	Full Load Condition, MCR対応 $K_T = 0.137$, $\sigma_n = 1.649$, $n = 25.0 \text{ rps}$
伴流分布 (模型状態)	A船, E船, F船	

表 4.5.2 ベアリング・フォース理論計算結果
(M.P. No1 (C.P.), Fully Loaded Cond., MCR)

伴流分布 (MODEL)	A 船		E 船		F 船	
	定常成分	非定常成分 (1次B.F.)	定常成分	非定常成分 (1次B.F.)	定常成分	非定常成分 (1次B.F.)
K_{Fx}	0.1365	0.0050	0.1349	0.0048	0.1390	0.0012
K_{Fy}	-0.0103	0.0078	-0.0149	0.0018	-0.0005	0.0030
K_{Fz}	0.0028	0.0055	0.0026	0.0010	0.0026	0.0033
K_{Mx}	0.0158	0.0006	0.0156	0.0006	0.0161	0.0001
K_{My}	0.0138	0.0082	0.0164	0.0019	0.0027	0.0034
K_{Mz}	0.0028	0.0053	0.0030	0.0009	0.0029	0.0034

注 : $K_F = F / \rho n^2 D^4$, $K_M = M / \rho n^2 D^5$

FLOW PATTERN SR183-A FULL LOAD COND.

REMARKS 1) LOCATION OF MEASUREMENT
AT 40.5 MM AHEAD A.P.
2) G.T. (°C) = 17.0
3) W. (SEC) = 1.181
4) D. (MM) = 0.2601

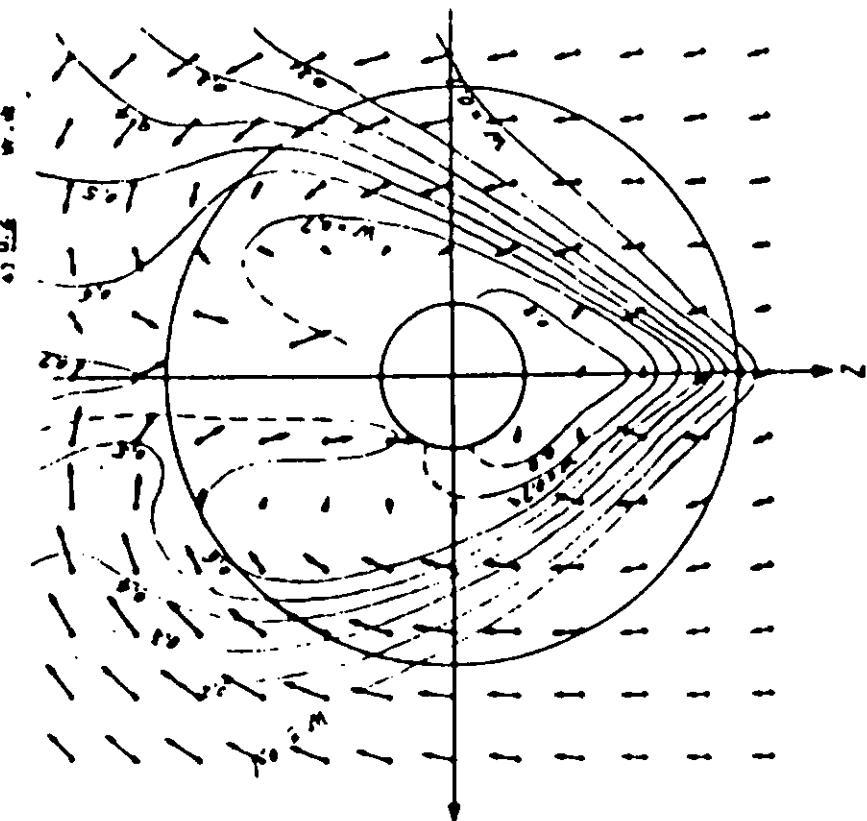


図 4.5.1 伴流分布(A船)

FLOW PATTERN

SR183-E FULL LOAD COND.

REMARKS 1) LOCATION OF MEASUREMENT
AT 40.5 MM BEFORE A.P.
2) G.T. (°C) = 13.6
3) W. (SEC) = 1.181
4) D. (MM) = 0.2601

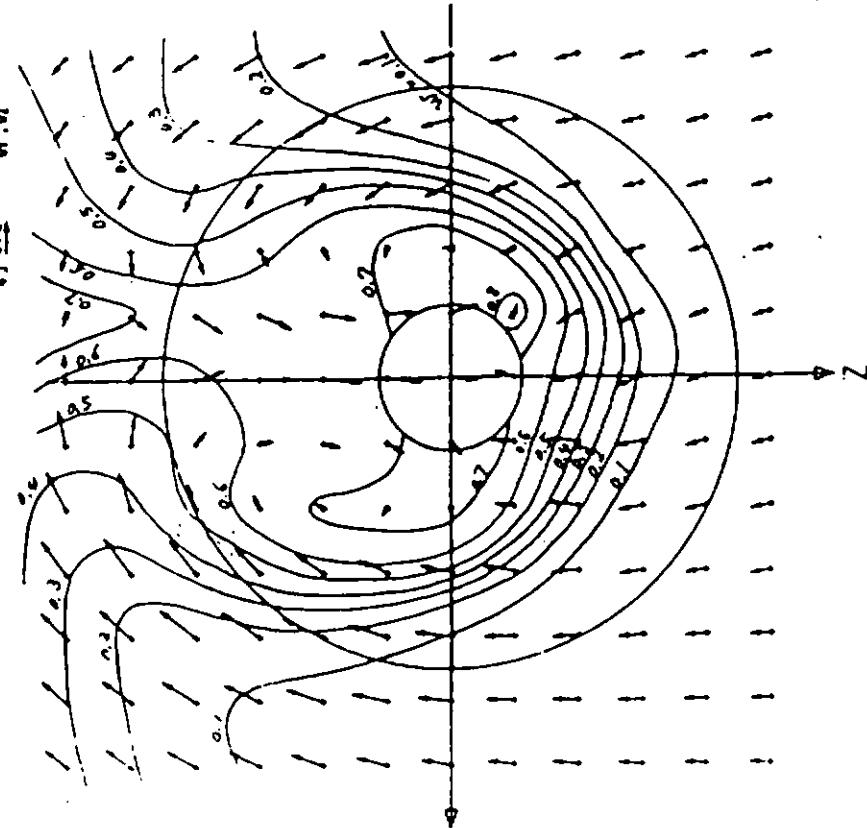


図 4.5.2 伴流分布(E船)

FLOW PATTERN
SR183-F FULL LOAD COND.

REMARKS 1) LOCATION OF MENSUREMENT

AT 40.5 MM BEFORE A.P.

2) V. T. ($^{\circ}$ C) = 13.6

3) V (M/SEC) = 1.19;

(F.N. = 0.260)

4) 0.2 W.W.

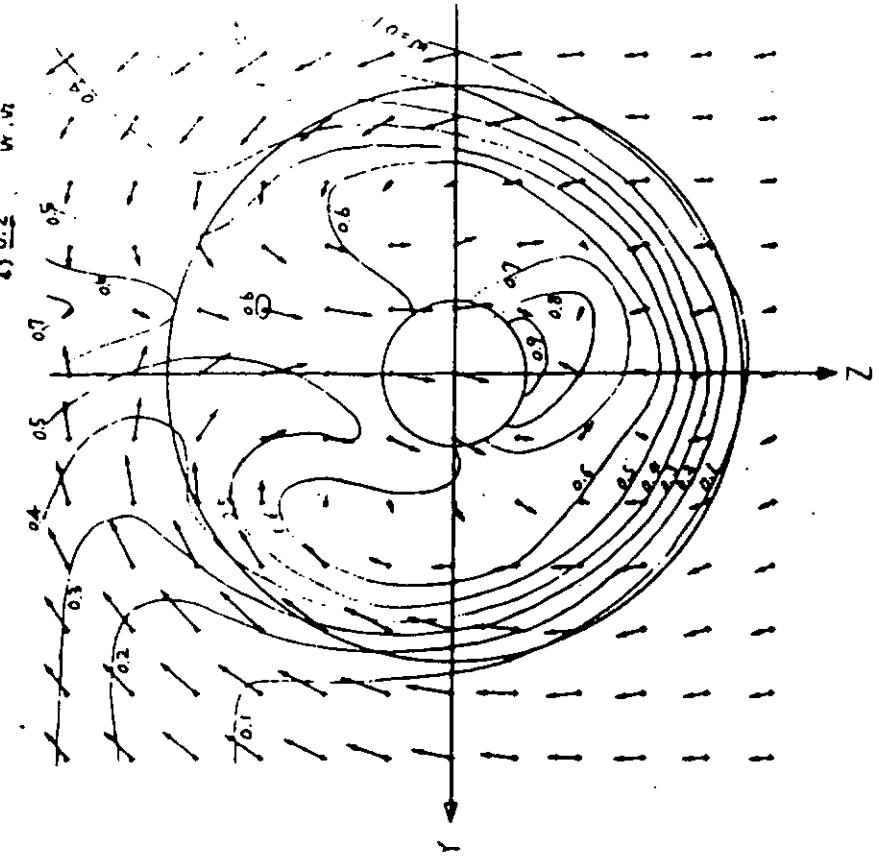


図 4.5.3 伴流分布(F船)

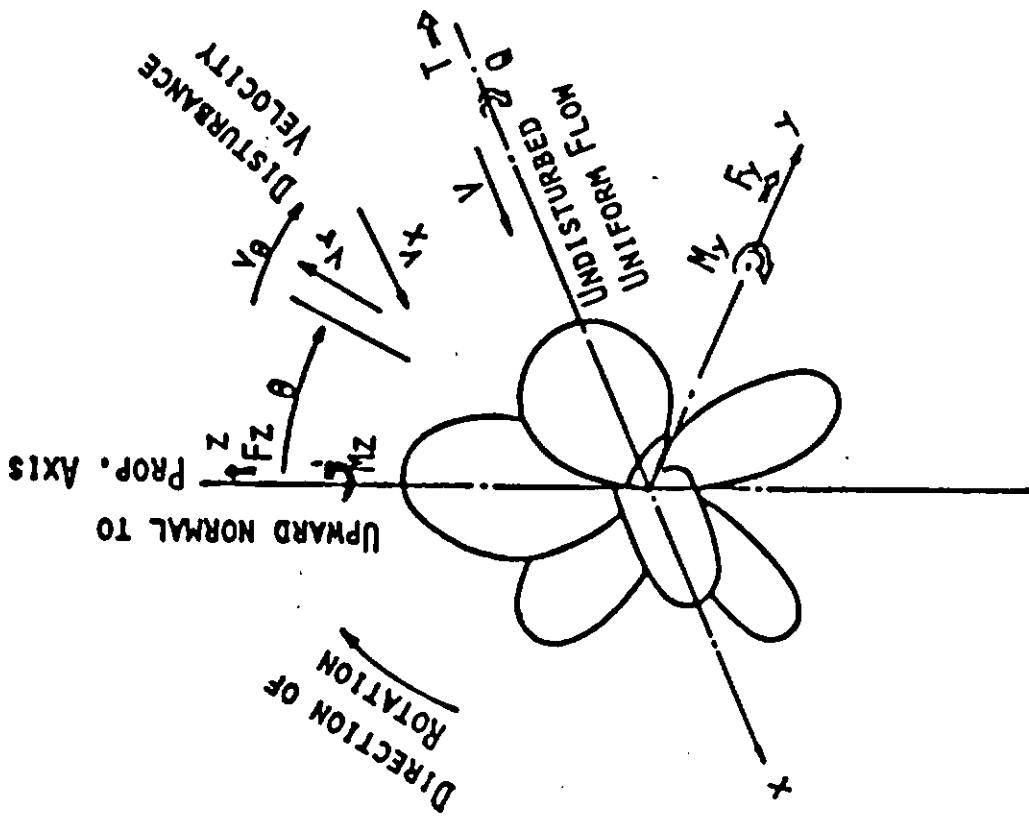


図 4.5.4 坐標系

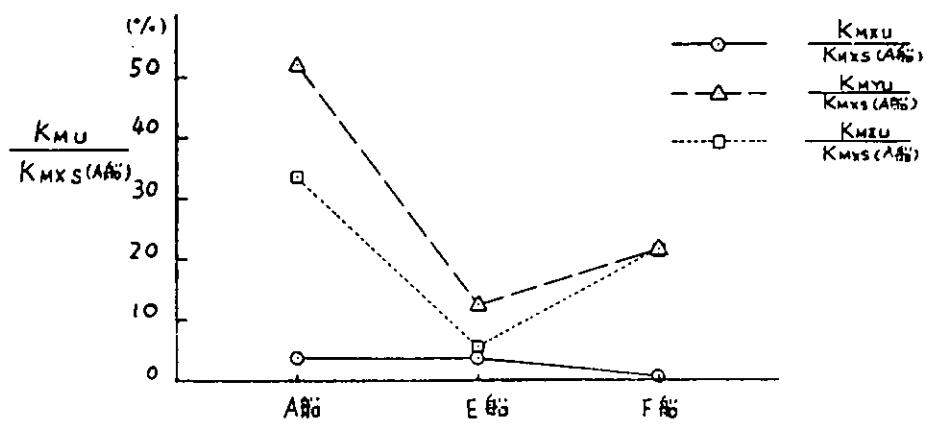
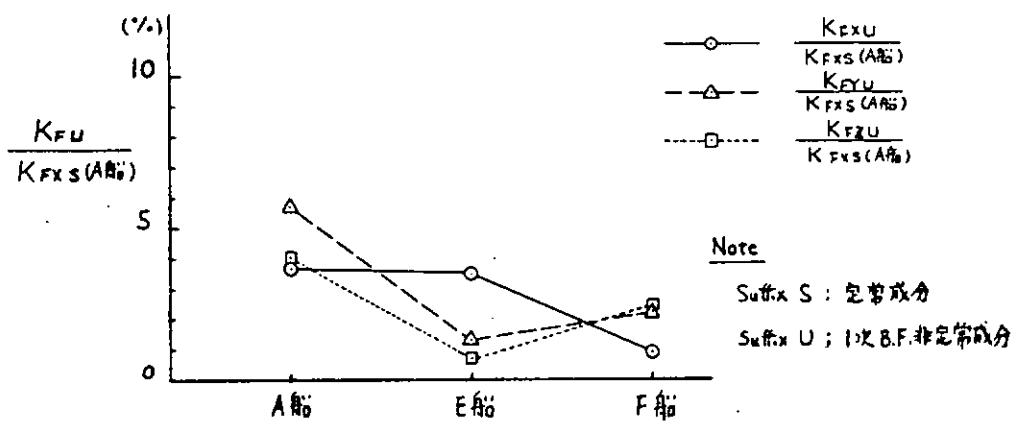


図 4.5.5 ベアリング・フォース非定常成分比較(1次B.F.成分)

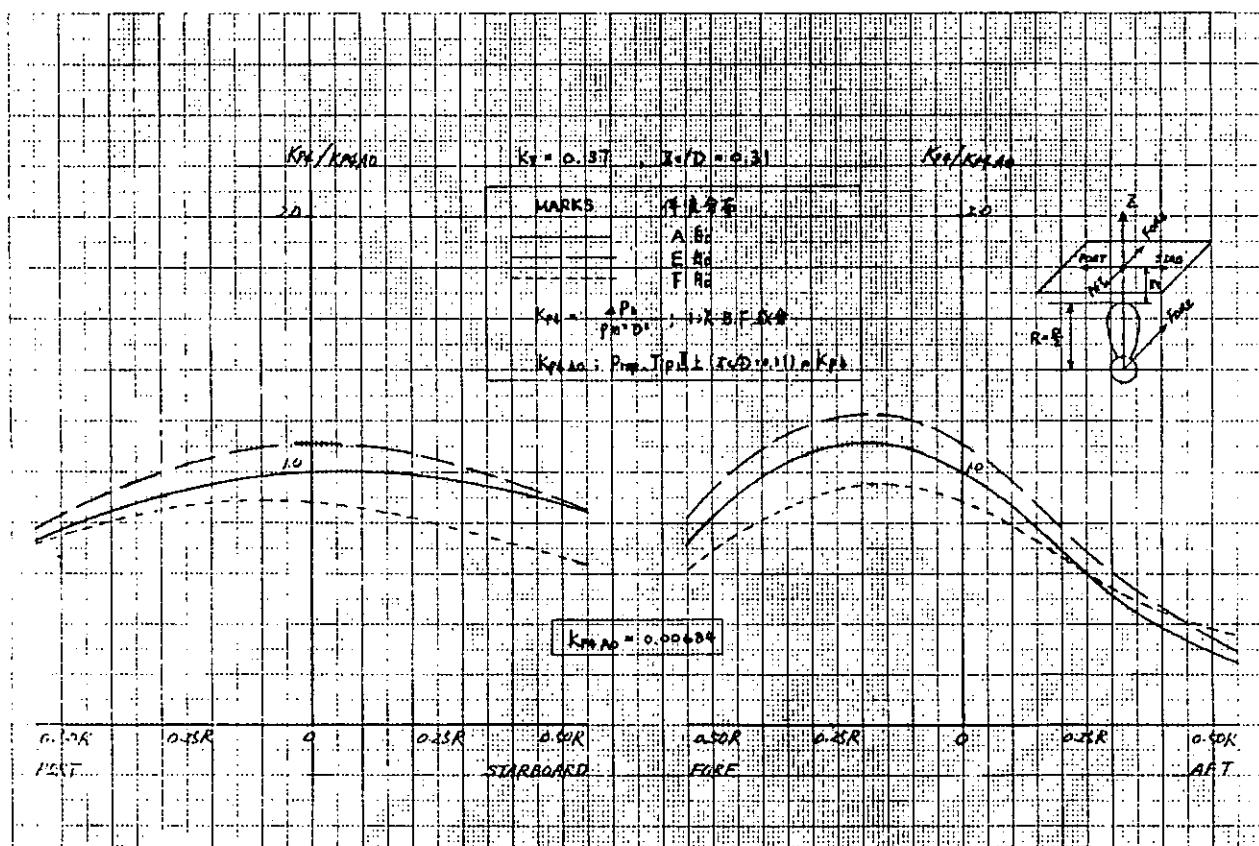


図 4.5.6 Non-Cav. 状態におけるWake 分布の相違による変動圧力計算結果の比較(1次B.F.成分)

4.6 船尾形状と伴流分布の関係

住友重機械工業、船舶技術研究所、佐世保技術開発及び日立造船担当

前節までに、ポテンシャル計算や境界層計算によっても船型と伴流の関係はある程度対応のつくことが示されたが、線図から船の伴流分布を直ちに正確に推定するところまでには到っていない。従って基本設計段階では、一般には主要目や船尾形状を種々変化させたシリーズテスト結果を利用して船型と伴流分布の関係を調べる方法が多く採られている様である。ここではいくつかの方法を紹介する。なお、船尾形状と伴流分布の関係に触れた文献リストを後に示すので、これもあわせて参照することで伴流分布推定法の現状を知ることが出来るであろう。

4.6.1 伴流分布の調和解析(文献リストNo.20)

この方法は、5孔管で計測された3成分の伴流値をそれぞれの成分毎に調和解析するが、第3小委員会ではaxial成分だけを次式により SR 183 A, B ~ F 船型(6隻)について解析した。

$$W_x(r, \varphi) = A_0(r) + \sum_m A_m(r) \cdot \cos(m \cdot \varphi)$$

ここに、 W_x : 任意の点(r, φ)における伴流係数

φ : プロペラ回転角、ボトム位置を零とする。(下図)

6隻の係数(A_0, A_1, \dots, A_8)をプロペラ半径(r/R)方向にプロットした結果を図4.6.1~3に示した。なお、計測データはもともと変動する流場を平均化して求めたものであるから、調和解析の係数をむやみに増して解析することに疑問があるので、ここでは $A_0 \sim A_8$ について計算した。

これらの図から、船尾フレーム・ラインの違いが各係数の上にどの程度影響を与えるかを調べる手掛りはあると思われる。

4.6.2 高橋による $S(x)-W$ 法¹¹⁾

この方法は、類似船型の既存の伴流計測データを使って分布を推定する方法である。

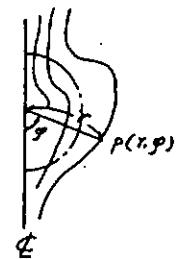
既存の計測値をもとに伴流分布を推定するには、平均伴流係数の場合と異なり、船型を表わすマクロ的要素だけでは本質的には不可能で、本法では伴流を計測した位置から船体中心線に平行にとった船体表面までの水平距離 $S^{(x)}$ をパラメータとしている。即ち、ある程度の類似船型について $S^{(x)}/D$ を横軸に $r/R=0.9$ (D と R はそれぞれプロペラの直径、 r はプロペラ中心からの距離)の伴流値(w)をプロットすると、実測値は載貨状態別に1つの平均曲線でかなりよく整理される。このことは、 $S^{(x)}$ と言うパラメータの中にフレーム形状と渦拡散の距離が同時にとり入れられているためと考えられる。

船型別(例えばコンテナ船、漁船と言った大きな区別でもよい)、載貨状態別に既存のデータから $S^{(x)}/D \sim w$ の関係図を作つておけばこれを使って目的の船型に対する伴流分布を推定することが出来る。本方法は、非定常キャビテーションに起因する船尾水圧変動の推定法の中で用いられたものであり、プロペラシャフトより下で $S^{(x)}$ が大きく w が小さい領域や、高伴流域でも r/R の小さい部分に対しては、本来本方法の適用は考慮されていない。

類似船7隻(タンカー船型)の水槽実験結果をこの方法で整理し、ある設計船の伴流分布の推定とその後実施した水槽実験値との比較を図4.6.4に示した。推定と実験結果は比較的一致していると思われる。

4.6.3 統計解析による相関係数(r)

船尾フレーム・ラインを表わすパラメータの1つで(section form coefficient = a/b , 次頁図)と伴流分布との相関係数(r)を水槽実験結果から計算し、伴流分布に影響を与えるS.S.がどの付近であるかを定性的に把握しようと2つの船型群について試みた。使用した式等は次の通りである。



$$r_{x_i y_j} = \frac{D_{x_i y_j}}{\sqrt{D_{x_i x_i}} \sqrt{D_{y_j y_j}}}$$

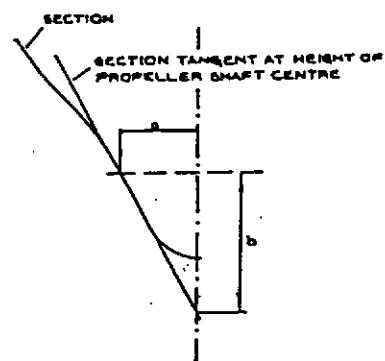
x_i : 伴流値

y_i : τ 値他

$$D_{x_i y_j} = \sum_{k=1}^n (x_k - \bar{x})(y_{kj} - \bar{y}_j)$$

$$\bar{x} = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n x_k, \quad \bar{y}_j = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n y_{kj}$$

$$D_{x_i x_i} = \sum_{k=1}^n (x_k - \bar{x})^2, \quad D_{y_j y_j} = \sum_{k=1}^n (y_{kj} - \bar{y}_j)^2$$



(1) SR 183 船型 (A, B~F)に適用した例

結果を図 4.6.5 ~ 図 4.6.8 に示す。このうち図 4.6.5 ~ 7 は船尾形状パラメータとしてそれぞれ τ (シャフトセンター高 S.C.H.), τ (プロペラチップ高さ prop. tip), $2Y/B$ (水線幅 S.C.H.) を採用したものである。又、各図中の W_{∞} , $W_{\theta 0}$, W_{18} , W_N の意味は

W_{∞} : 0.7 R での $\varphi = 0^\circ$ (top) での伴流値

$W_{\theta 0}$: " $\varphi = 90^\circ$ "

W_{18} : " $\varphi = 180^\circ$ (bottom) "

W_N : 平均公称伴流値

を表わしている。

これらの図から例えば W_{∞} については S.S. 1 付近の τ (S.C.H.) や S.S. $1/2$ 付近の τ (prop. tip) と比較的強い相関があると言えそうである。 $(r_{x_i y_j} \approx 0.7)$

図 4.6.8 では更に次のパラメータを考えてみた。

H_0 : S.S. $1/2$ のフレーム・ラインの下端点と, S.C.との距離

H_{45} : S.C. から 45° の方向に引いた直線が S.S. 1 のフレームラインと交わる点と S.C. との距離

H_{60} : S.C. から 60° の方向に引いた直線が S.S. $1/2$ とフレームラインと交わる点と S.C. との距離

これらの距離をプロペラ半径 (R) で割って無次元化し、伴流分布パラメータとの相関を調べ図 4.6.8 (2) ~ (5) に示した。この場合、相関係数はいずれも 0.9 以上の高い値となっている。しかし、この方法には S.C. から上の船型情報が含まれていないと言う問題がある。又、使用したデータが SR 183 の 6 隻のみであることから他の船型群でもこの方法で高い相関が得られるかどうかは更に検討の余地がある。

(2) タンカーボート型に適用した例

ある一社の 16 隻の肥大船 ($C_b = 0.78 \sim 0.85$) について $r_{x_i y_j}$ を計算した例を図 4.6.9 に示した。ここでは W_{∞} , W_{18} が示されている。この図から W_{∞} の伴流値は S.S. 1 付近と強い相関が見られる。

いずれの例も、伴流分布にはフレーム・ライン形状が深く関係していることが読みとれる。

4.6.4 K.O. Holden 他による回帰分析法²⁶⁾

ここでは、肥大船型や V 船尾フレーム・ラインを有する瘠せた船型に分けて伴流分布を回帰分析法で推定する方法を紹介している。例えば肥大船型に対しての考え方は、

- 船全体を表わすパラメータを 4 種 (L/B , L/T , L/D , A_B/A_D , 記号説明は文献26) 参照、以下同様)
- S.S. 1 でのフレーム・ラインや W.L. 形状を表わすパラメータを 4 種 (C_1 , τ_0 , β_0 , K_β)

選らび、プロペラ位置での6ヶ所の水平方向の断面の伴流値(30点)を用いて、次式により回帰分析法で式中の指數を決定する方法である。

$$C_l^{k_1} \cdot L/B^{k_2} \cdot L/T^{k_3} \cdot L/D^{k_4} \cdot A_Q/A_D^{k_5} \cdot \tau_0^{k_6} \cdot \beta_0^{k_7} \cdot K_\rho^{k_8}$$

回帰分析後の係数(k_1, k_2, \dots, k_8)は数表で公表されているので任意船型の伴流分布が推定できる。

最初に述べたように、船の伴流が理論だけで計算できるまでには今しばらく時間がかかるであろう。しかし、粘性流体力学理論も急速に進歩しているので遠からず基本設計段階で利用可能な伴流推定法が実現すると予想される。ここで紹介した方法はいずれも望ましい伴流分布を実現させる線図作成法には直接結びつかないが何らかの手掛けは得られるであろう。

图 4.6.2 Radial Distribution of Axial Velocity Component

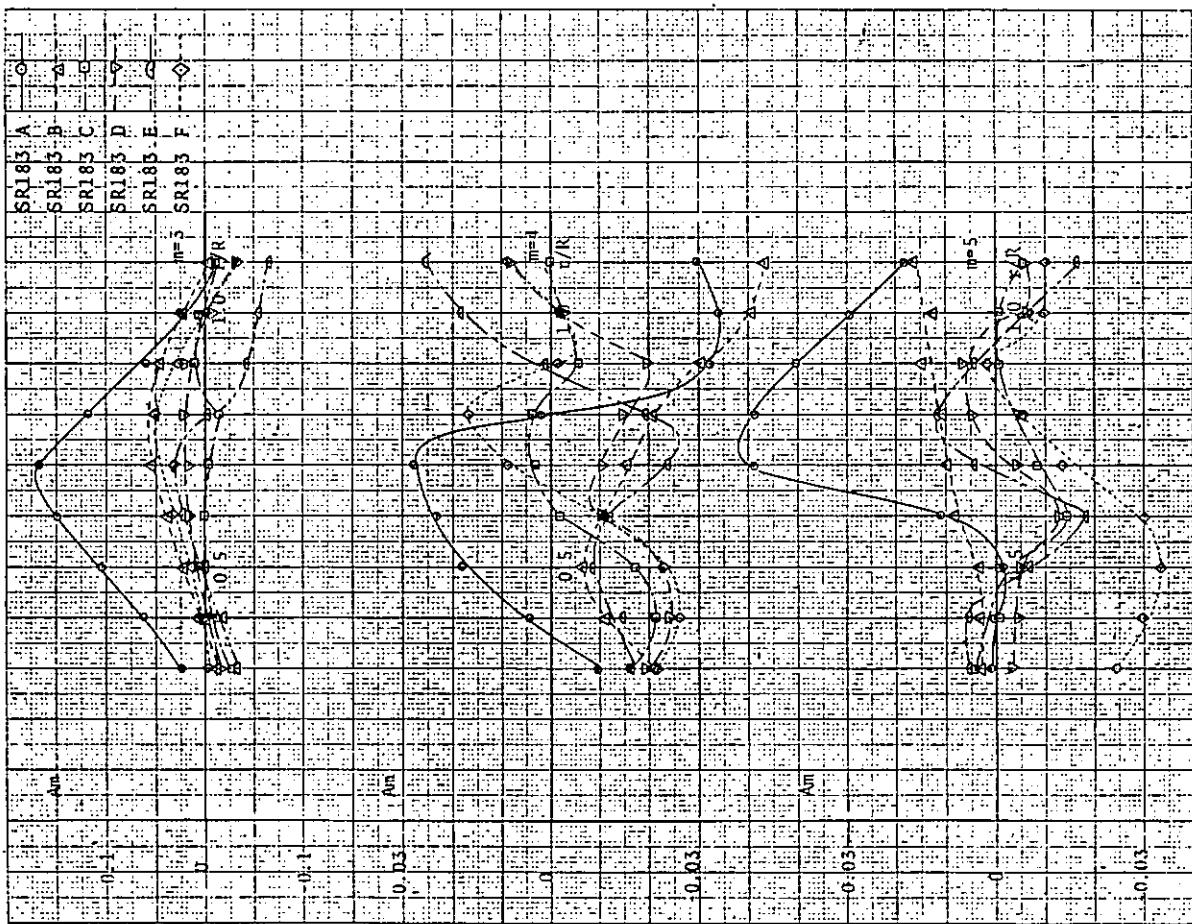
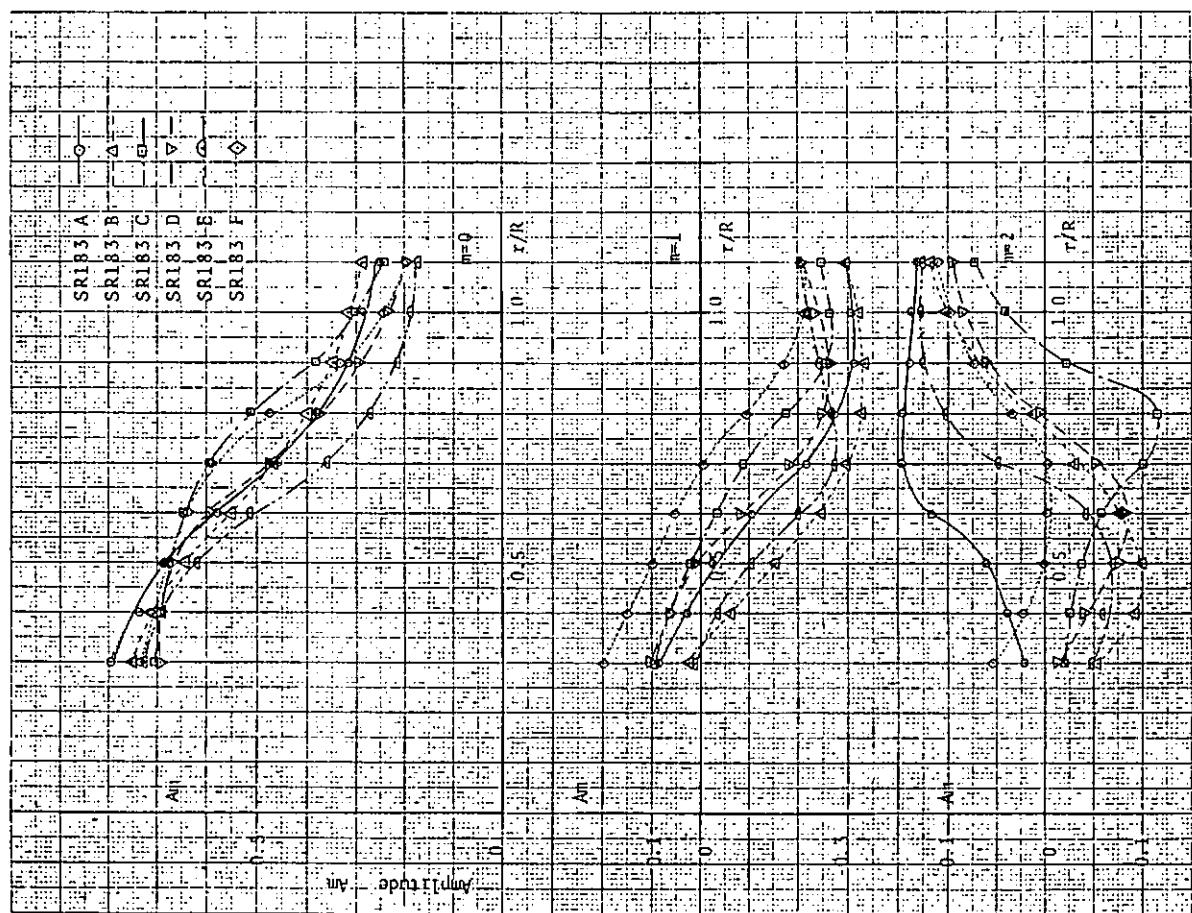


图 4.6.1 Radial Distribution of Axial Velocity Component



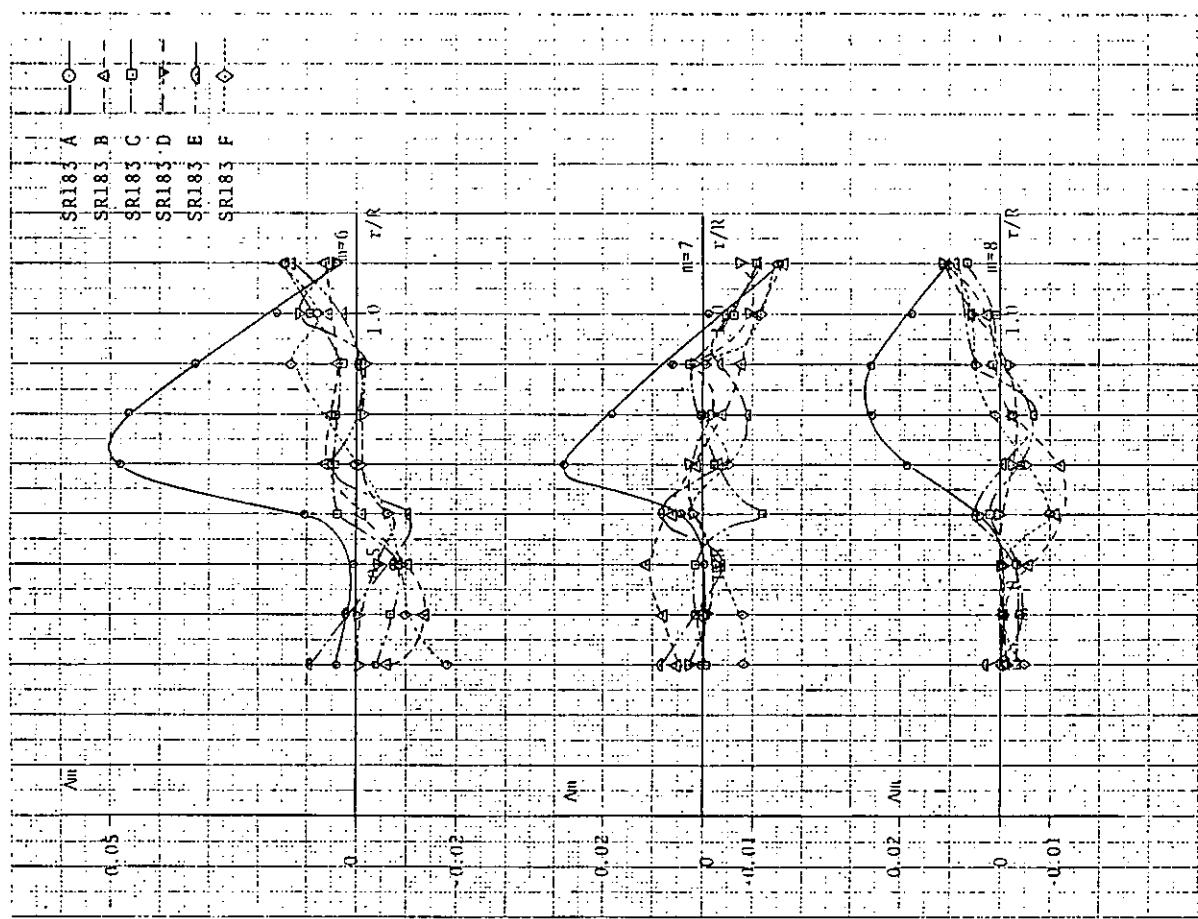


図 4.6.3 Radial Distribution of Axial Velocity Component

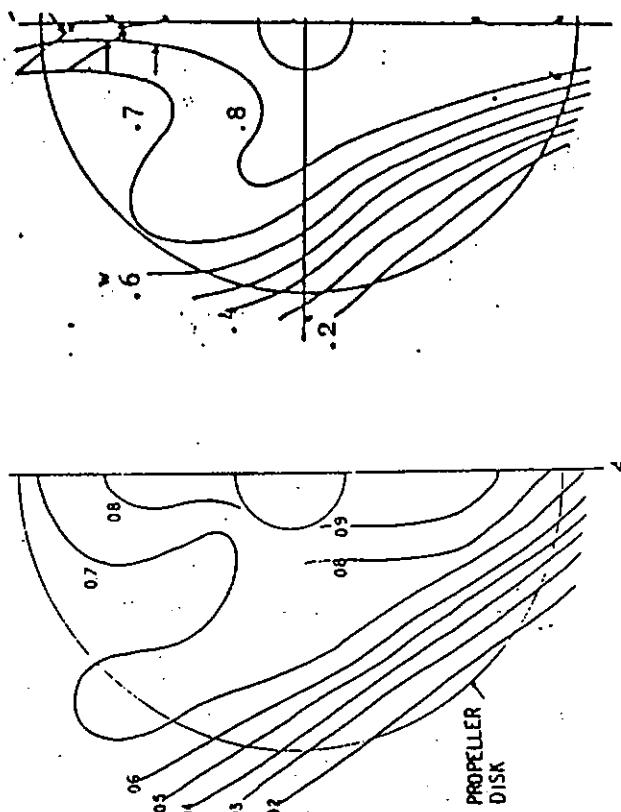


図 4.6.4 伴流分布の比較(左図：推定、右図：模型実験)

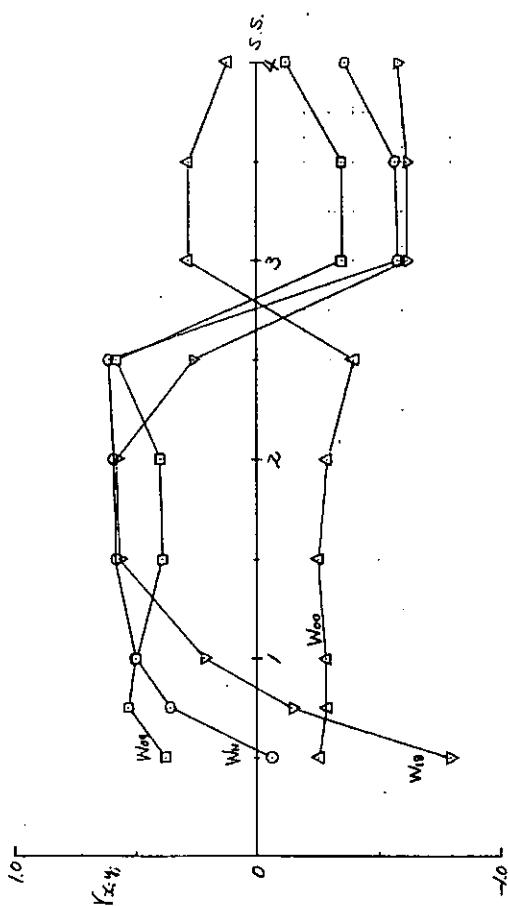


図 4.6.7 相関係数(伴流値 $\sim 2Y/B$ at S.C.H.)

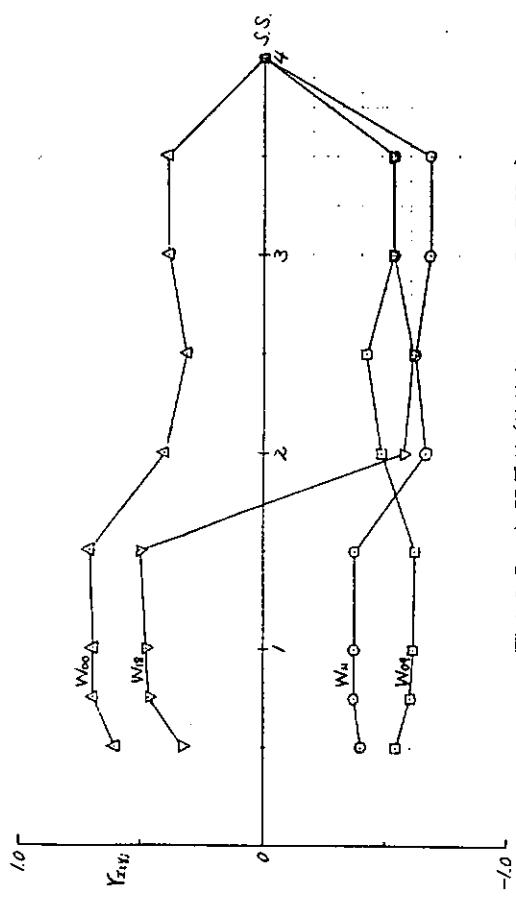


図 4.6.5 相関係数(伴流値 $\sim r$ at S.C.H.)

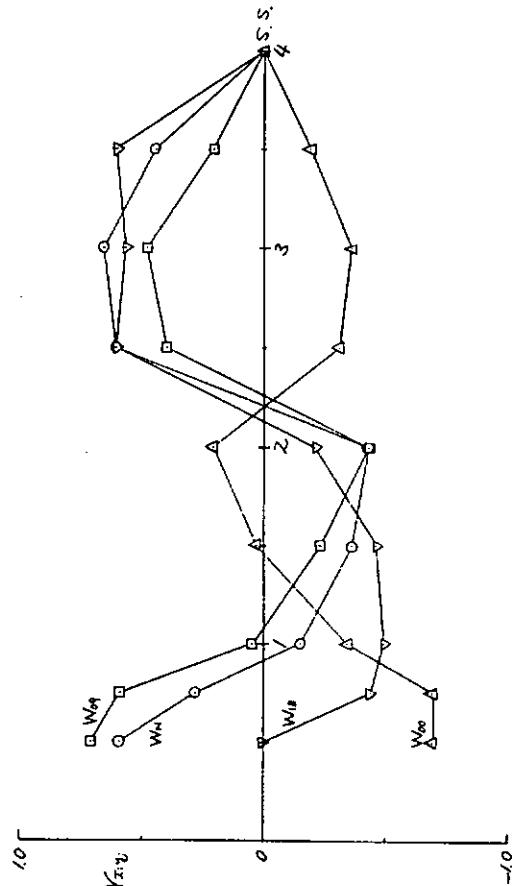


図 4.6.6 相関係数(伴流値 $\sim r$ at prop. tip)

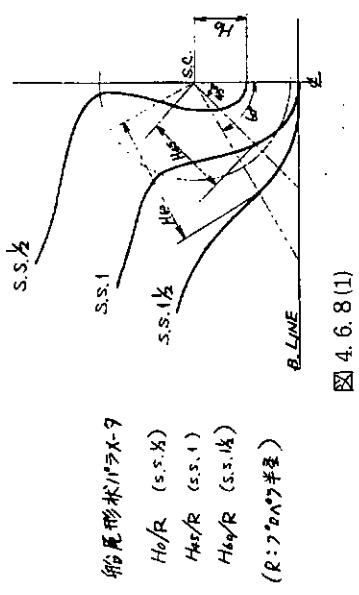


図 4.6.8(1)

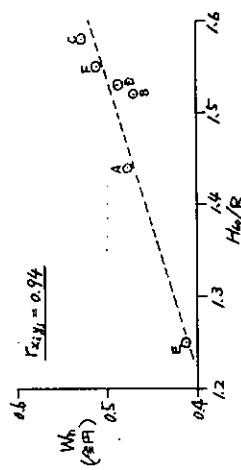


図 4.6.8(2)

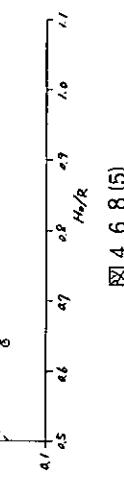


図 4.6.8(3)

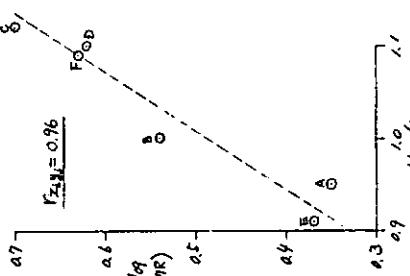


図 4.6.8(4)

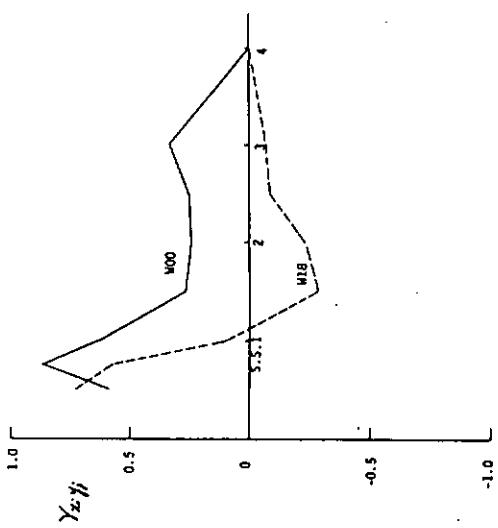


図 4.6.8(5)

図 4.6.9 相関係数(タンカ一船型)

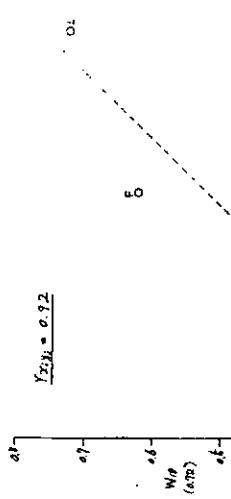


図 4.6.9

船尾形状と伴流分布に関する文献リスト(国内)

No	表題	著者	出典	年代
1	球状船尾船の一実験	笹島 秀雄 他	関西 111号	1963
2	肥大船船尾付近の水流	大楠 丹 他	三井造船技報56号	1966
3	肥大船の伴流分布	笹島 秀雄 他	造論 120号	1967
4	回流水槽における船尾形状の系統的実験	仲渡 道夫 他	関西 126号	1967
5	船尾バルブ形状変化の推進性能におよぼす影響	高橋 鑿 他	第12回船研究会	1968
6	船尾形状を異にする巨大船の尺度影響について	横尾 幸一 他	造論 128号	1970
7	大型船の船尾流れ	木村 嘉克 他	川崎技報 52号	1974
8	有効伴流と公称伴流	佐藤 和範	造技セ技報 4号	1976
9	新経済船型開発のための船尾まわりの流場に関する研究	SR159	研究資料 Nos.255, 273, 289, 309	1975～ 1979
10	プロペラおよび船尾形状による船体振動の軽減について	岡本 洋	舶用機関学会誌 11卷10号	1976
11	Estimation of surface force induced by propeller	高橋 鑿	造論 140号	1976
12	馬力節減を目的とした1軸中型船の船尾形状の開発に関する研究	SR174	研究資料 Nos.302, 320	1977～ 1978
13	多軸コンテナ船の船尾形状に関する実験的研究	川上 善郎	船研報告15卷6号	1978
14	伴流分布の一整理法	森 正彦 他	関西 169号 石播技報18卷3号	1978
15	幅広浅喫水船の推進性能とプロペラ起振力への船尾形状およびハイスクュープロペラの影響	斎藤 泰夫 他	造論 146号	1979
16	船尾粘性流場の計算法とその応用	茂里 一紘	船型設計のための 抵抗推進理論シンポジウム	1979
17	3次元伴流分布図による縦渦の計算例	小柴 幸雄 他	石播技研 22卷5号	1982

船尾形状と伴流分布に関する文献リスト(海外)

No	表題	著者	出典	年代
18	The Effect of Afterbody on Propulsion	J. D. Van Mannen and J. Kamps	SNAME ISP Vol. 7 No 70	Nov. 1959 June 1960
19	Series 60-The Effect of Variations in Afterbody Shape upon Resistance, Power, Wake Distribution and Propeller Exiting Vibratory Forces.	G. R. Strutz, Jr., P. C. Pien, W. B. Hinterthan and N. L. Ficken	SNAME	Nov. 1960
20	Analysis of Experimental Wake Data in Way of Propeller Plane of Single and Twin-Screw Ship Models.	Jacques B. Hadler and Henry Cheng (DTMB)	SNAME	Nov. 1965
21	Bow and Stern Variations with Models of 0.8 Block Coefficient		BSRA Report No. 105 Naval Archite- cture Report No 37	1965
22	Model Experiments with Stern Variations of a 0.80 Block Coefficient Form.	James Dawson and G. R. Thomson	Quart. Trans. of the RINA, Vol. 111, No 4	1969
23	Influence of Wake on Propeller Loading and Cavitation	W. Van Gent and Van Oossanen	ISP Vol. 20 No 228	1973
24	Developments of Ship's Afterbodies. Propeller Excited Vibrations.	E. Vosnack and A. Voogd	2nd Lips Propeller Symposium	1973
25	Aft End Shaping to Limit Vibration	R. Rutherford	North East Insti- tution of Engineers & Shipbuilders Vol. 95 No 4	July 1979
26	Early Design-Stage Approach to Redu- cing Hull Surface Forces due to Prope- ller Cavitation	K. O. Holden, O. Fagerjord and R. Frostad	SNAME	Nov. 1980

4.7 他船型による船尾形状と伴流分布の関係の調査

大阪大学担当

プロペラ起振力や、キャビテーションの低減、伴流利得の向上等のために、より良い伴流分布を得るために、船尾フレームライン形状を系統的に変化させるシリーズテストがよく行われている。また、最近は境界層理論や、ポテンシャル理論による流場解析の結果を加味する試みも行われるようになってきた。その1つの試みとして船体になだらかなふくらみを附加した場合に、そこで生じた境界層の変化が、船体後端位置における伴流分布にどのような影響を与えるかを実験と理論の両面より調査した結果について述べる。

使用した模型船は、長さ2mのタンカーボード型とWigley船型である。但しWigley船型は喫水より上部を垂直に延長し深喫水としている。以後タンカーボード型をT船、深喫水Wigley模型をD-Wと称する。附加物はT船については1種(T-1)、D-W船については、2種(D-W-1, 2)を取付けた。T-1はUKSと略称される¹⁾もので主としてプロペラ面下半部の伴流分布に変化を与えるものである。D-W-1, 2は、船側に取付け、その長軸をポテンシャル流線にはほぼ平行に取付けたもの(D-W-1)と約30°傾けたもの(D-W-2)があり、共に境界層の内部にふくらみを付けた場合の効果について調査したものである。附加物取付けの様子をポテンシャル流線と共に図4.7.1に、模型船の主要目を表4.7.1に夫々示す。

T船における附加物T-1の有無による伴流分布の変化を図4.7.2に、D-W船における同様の結果を図4.7.3(D-W-1)、図4.7.4(D-W-2)に夫々示す。これらの図から明らかなように、T-1はプロペラ面下半部の伴流を増加させているが、逆に上方で一部減少させている。流れに平行に取付けたD-W-1は、附加物後端附近では伴流を増加させるが、附加物より船長の1/20位下流のプロペラ面ではほとんど差が生じていない。流れに斜に取付けたD-W-2においては下部で伴流が増加し、上部でやせる傾向を示している。この結果を考察するためにD-W船型について、田中一姫野の第1近似理論²⁾を1部修正したもので計算した結果を図4.7.5~6に示す。この図は流線に沿った運動量厚さDと形状係数Hの変化を示しているが、個々の流線において共通な性質は附加物の頂点において境界層は一時薄くなるが、附加物後端附近では附加物なしの状態よりも厚くなっている。さらに下流に行くと、流れが加速されるため薄くなり、もとの状態にもどるようである。これは、第1近似として、流線の出発点と到着点が同一の場合、途中における流速変化や拡大・縮小率の変化等は積分されるため結果にあまり影響を与えないことを示しており、船型変更における1つの方針を与えてくれる。従ってD-W-1のように流れが附加物の左右をほぼ対称に流れ、最終的流線間隔及び位置の変化が少ない場合には、結果として差が生じない。

D-W-2においては附加物が流れに傾いているため上下の流線が原形より寄り集まる部分では伴流値が増加し、逆に流線の間隔が拡がる部分で、伴流が減少している。

また、T-1は対称形であるが、船尾端にあり多少剥離流れに近くなったため厚い境界層がそのまま後流に流出し伴流値の増加につながったものと思われる。D-W-2について計算結果より速度分布の形に復元したものが図4.7.7である。計算値においては伴流幅の減少する部分は非常に少ないが、傾向としては実験結果と良く一致している。さらに実験結果においては3次元剥離による弱い縦渦が発生し下方に巻き込むことがあるため実験値より主流方向に軸を持つ渦度を算出した。その結果を図4.7.8に示す。原形より多少渦度が強まっているが、あまり顕著ではなくむしろ大部分が境界層的横渦の傾斜成分である。

以上3種の附加物による伴流分布の変化を、実際の船型であるSR183のCとF船型の場合について適用して見る。F船はC船のバルブを下げているためポテンシャル流線に対し傾斜した附加物をビルジ部の下部に取付け、逆に、プロペラ軸とキールの中間位で負の附加物を取付けたことになっている。従ってプロペラ面の下半部に入る流線部分は

1) 田中一朗、戸田保幸、昭和57年秋季造船3学会講演会にて講演。

2) 田中一朗、姫野洋司、日本造船学会論文集第138号(昭50.12)

附加物の影響により伴流が増加し、プロペラ面の上半部に入る流線部分は伴流が減少することになる。これらの傾向を実験結果の図から見い出すことは、縦渦が強いため非常に困難であるが、傾向的には一致しているであろう。

結論として縦長のゆるやかなふくらみをポテンシャル流線に対して傾斜させて船体表面に取り付けると、その附加物の後半部に近い部分を通過した流線の伴流値は増加し、また、船体を削り込んだ場合は負の附加物と考えると伴流値が減少する。この原因の主たる部分は、出発点が同一である流線が附加物の有無により最終的計測位置において流線間隔が減少するか否か及び、流線の最終到達点の変化によるものと考えられる。つまり附加物による部分的な拡大率や圧力勾配の変化は、積分されるのであまり影響しないようである。また、船尾端附近に取付ける場合は、後端で剥離しやすいため附加物による伴流の増加がプロペラ面まで流出するようである。

表 4.7.1 Principal Particulars of Models

Models	Normal	UKS	Deep Wigley
Length b p L (m)	2.000		2.000
Breadth B (m)	0.330		0.200
Draft d (m)	0.124		0.125 + 0.225
Maximum draft at SS $\frac{1}{2}$ dmax (m)	0.124	0.134	Note : Upper part of the model is wall- sided, the height of which is 0.225 m
C _s	0.833		0.587

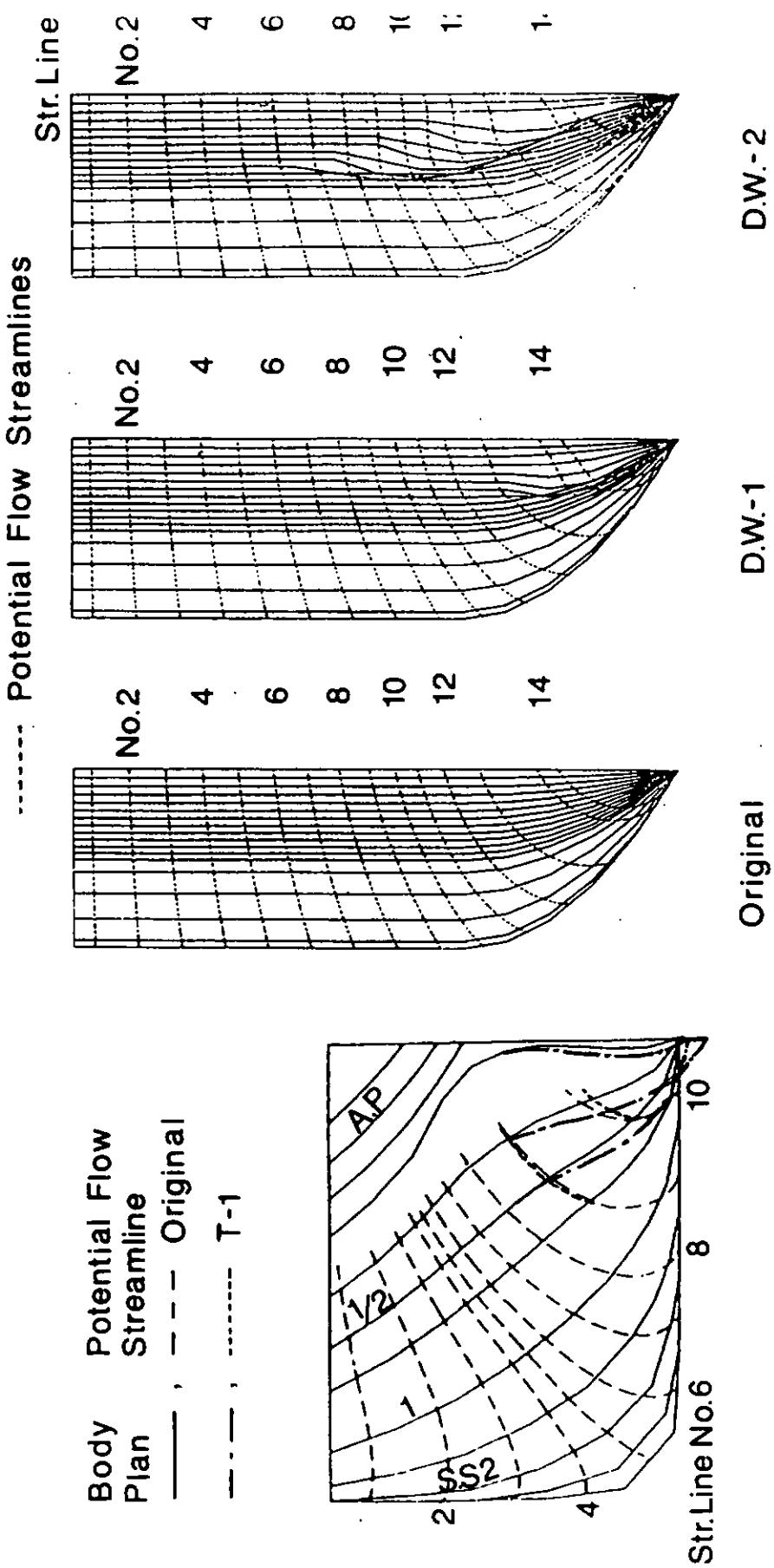


图 4.7.1 Body Plans and Potential Streamlines of Models

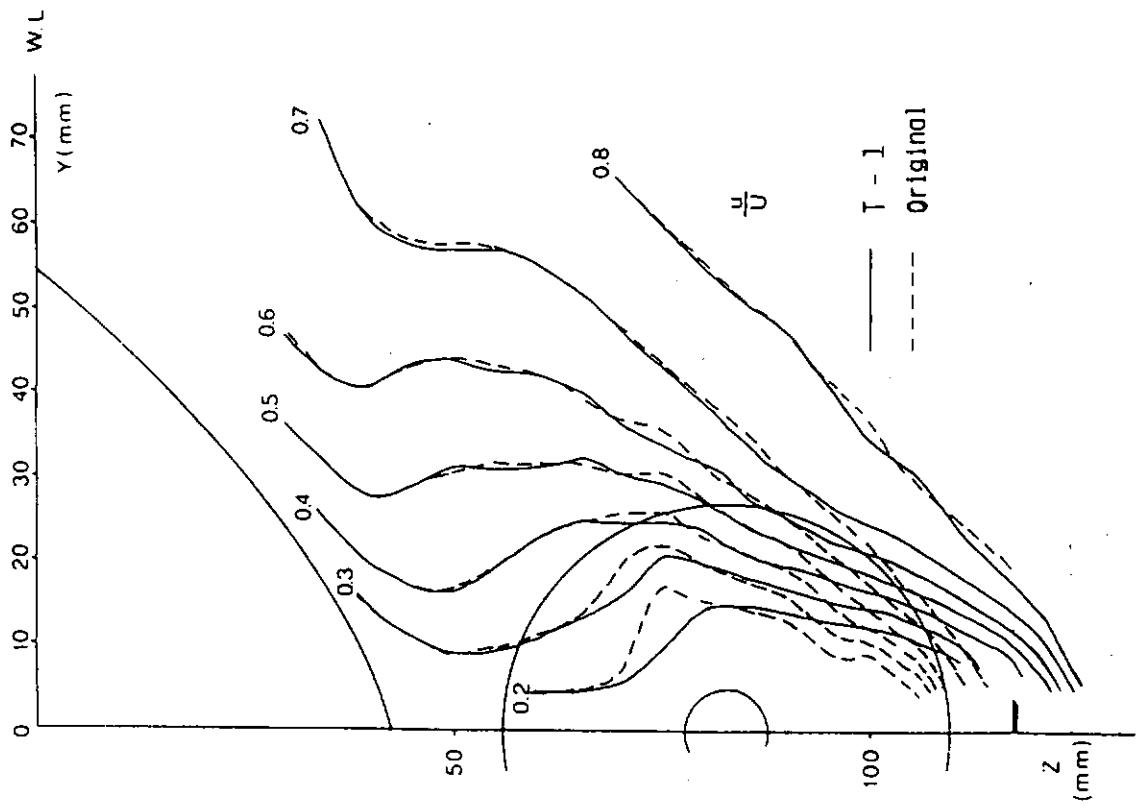


図 4.7.2 Wake Distributions

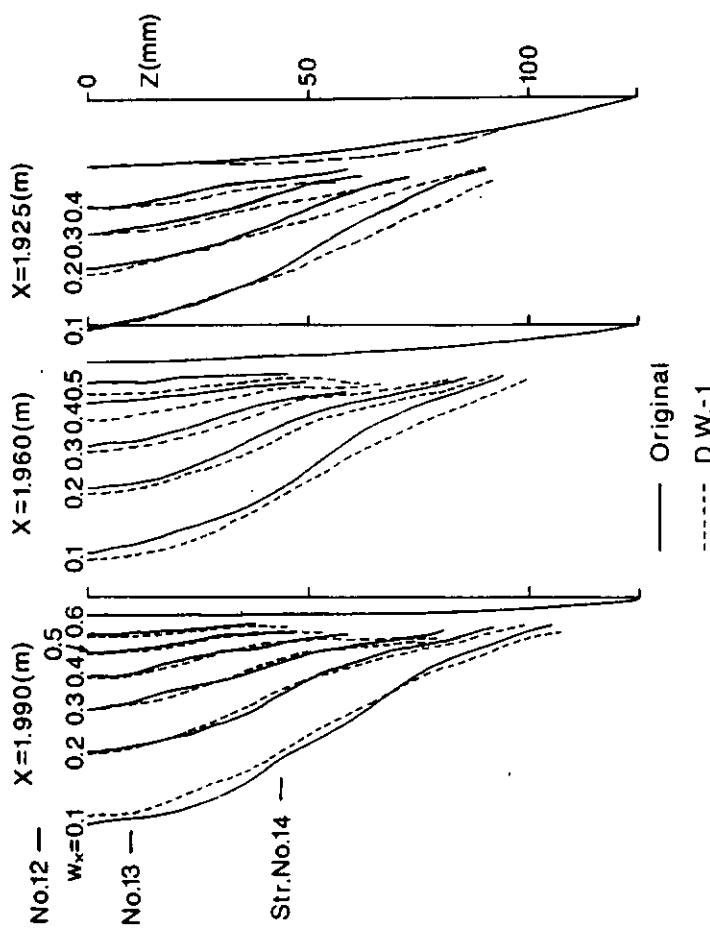


図 4.7.3 Wake Distributions

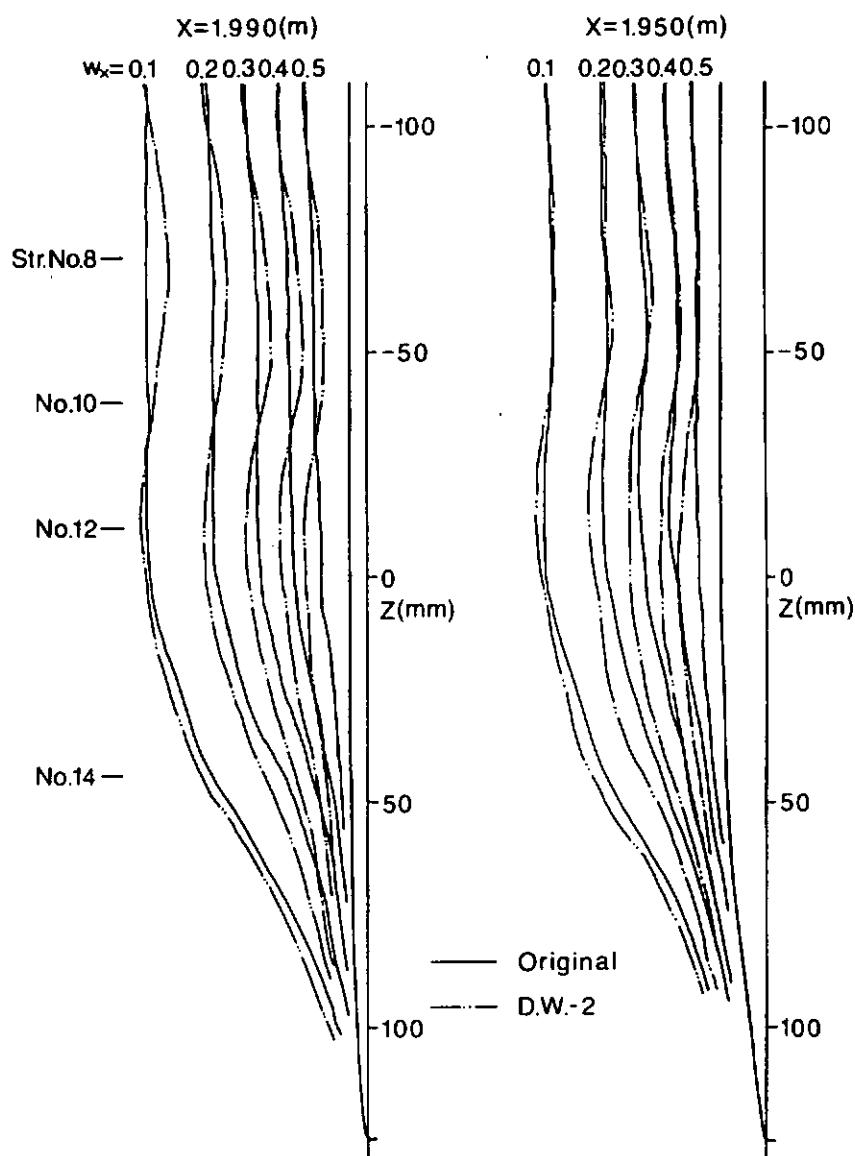


図 4.7.4 Wake Distributions

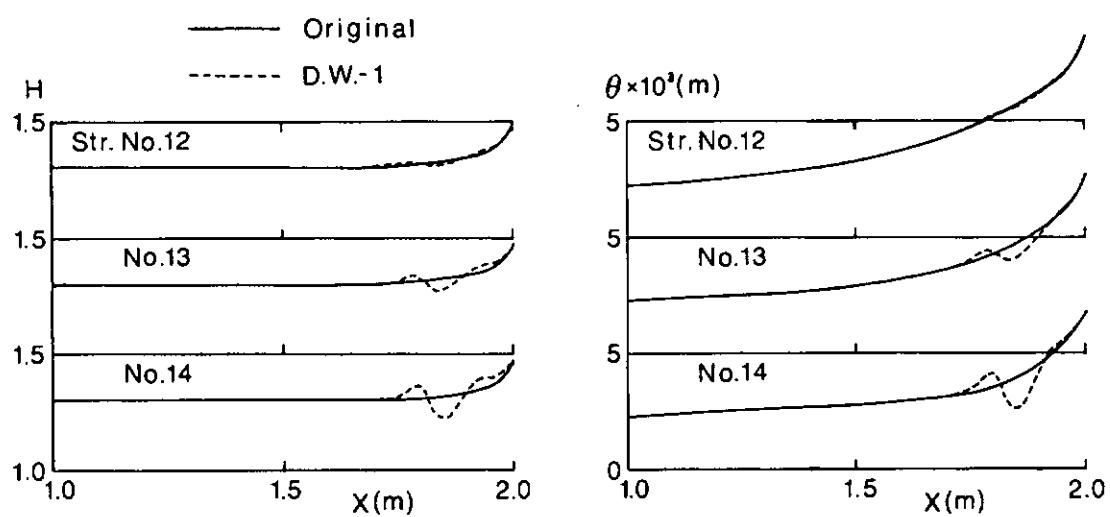


図 4.7.5 Calculated Momentum Thickness and Shape Factor

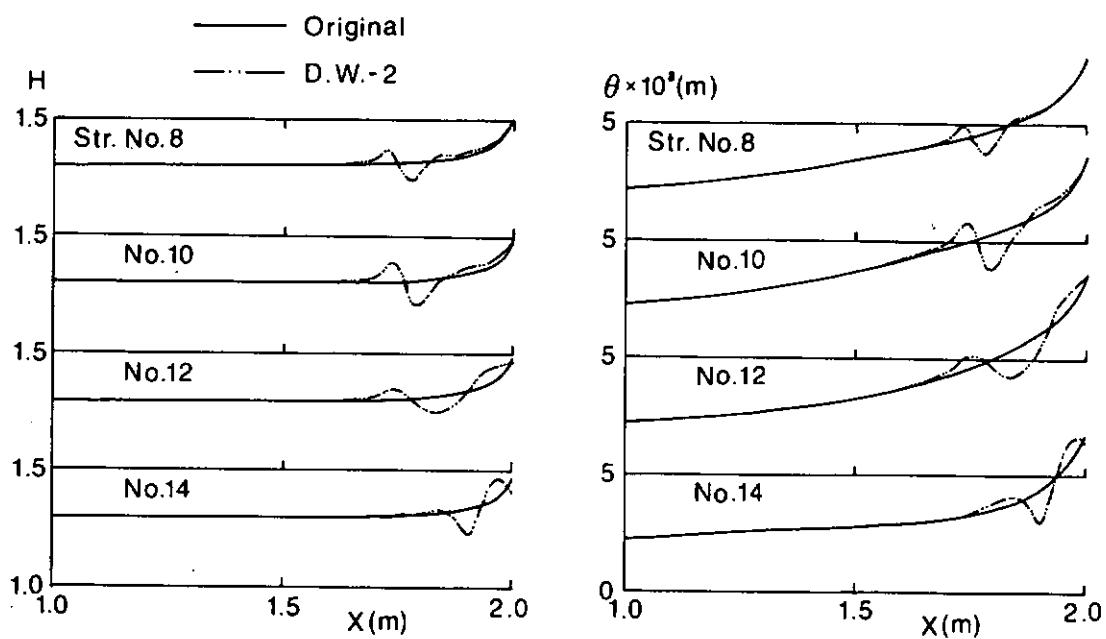


図 4.7.6 Calculated Momentum Thickness and Shape Factor

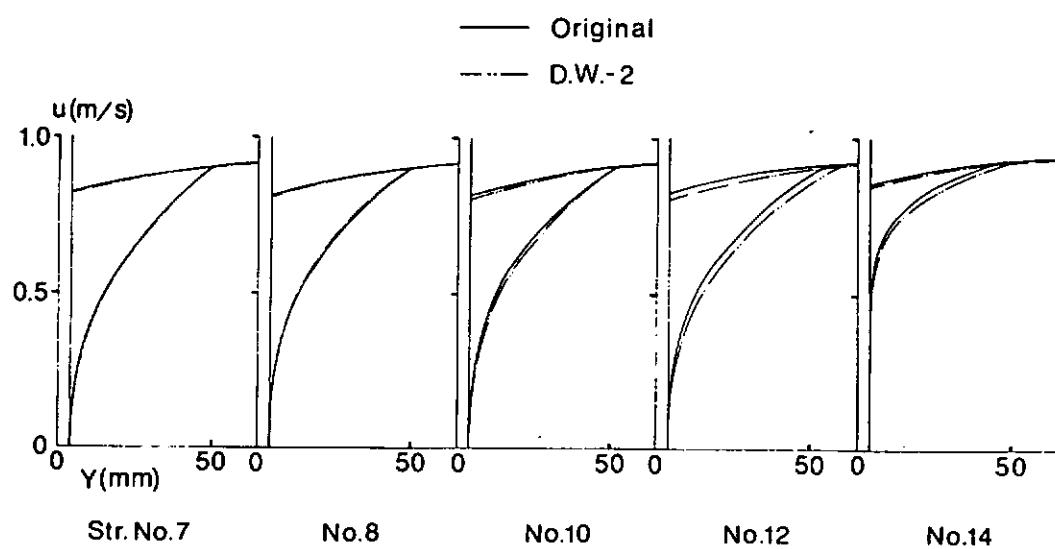


図 4.7.7 Calculated Velocity Distributions

4.8 結 言

最初に今年度得られた結論について述べ、その後で3年間分の結論につき補足する。

(1) 渦度分布(縦渦の)について

今年度はE, F両船のポテンシャル流計算と渦度分布を計算した。その結果と、前年までに得られた他の4隻の結果を総合すれば、次の結論になる。渦度の強さと、 W_n , K との間に相関が認められ、3者の船型変化に対する傾向は類似している。船型と伴流分布との関係は縦渦の大きさに支配される面も大きい。ポテンシャル流計算は流場の特性を調べるのに有効である。

(2) ポテンシャル流計算の利用について

今年度はF船の計算を追加した。この結果を加えて全6隻の結果から次の知見が得られた。プロペラ円上端に流れ込む流線のS.S. 5における船底部の幅(データは中心線からの半幅で整理した)と W_n との関係を調べたところ、両者とも船型変化に対し同じ傾向で変化する。又、伴流のピーク値と流線縮少率 K_1 との間にも相関があり、両者の大小関係は相対応する。

(3) 境界層計算とその応用について

ポテンシャル流の計算と、それを入力とする3次元境界層計算を行った結果、次の結論を得た。

ポテンシャル流の圧力勾配と流線の K_1 , K_2 (曲率)を計算すれば実際の流場の特性の重要な部分が知られる。境界層計算は船型差にはゞ対応する結果を導く。例えば境界層厚さ、速度分布の形状係数などは定性的に妥当な結果を示す。又、これらを使用し粘性抵抗も計算した。抵抗を2成分に分け、境界層厚さに基づく前後方向の運動量損失による成分 R_1 と縦渦による抵抗成分 R_2 とを求めたが、両者とも船型に応じ妥当と思われる変化を示した。ただ伴流分布の計算については若干問題が残った。

(4) プロペラ起振力について

模型の伴流分布を使用し、代表例のみ計算した。その結果、ベアリングフォースはAに比べてE, Fが格段に良いが、サーフェス・フォース(キャビテーションなし)はFが良くEが悪いという結果になった。

(5) 船尾形状と伴流分布の関係に関する資料について

発表されている資料の内重要なものの数例の概要を示し、調和解析法、高橋法、統計解析法について船型データによる解析結果を示した。又、文献リストを付した。

(6) 他船型による船尾形状と伴流分布の関係について

Wigley模型の変形模型の船側部に付加物をつけたもの並びにタンカーの船尾を下に垂れさせたものについて実験し、伴流分布変化のデータをとった。

以上が本年度得た結論であるが、3年間を総括し、6隻のかなり肋骨線形状の異なる船型に対して伴流分布と抵抗

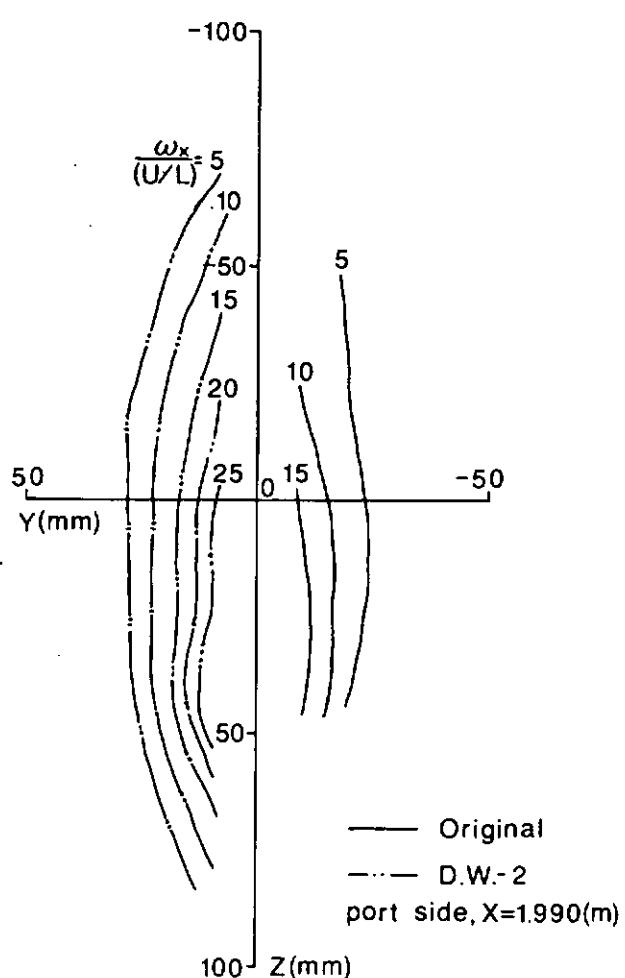


図 4.7.8 Measured Vorticity Distributions

を理論と実験により調査した結果、伴流分布をプロペラ軸心に対し同心円的にする肋骨線形状を見出すとともに、抵抗の見地からも極めて有望な低抵抗肋骨線船型を求め得て、初期の目的はほど達成されたと考えられる。

5. あとがき

以上が「船尾振動・騒音の軽減を目的としたプロペラ及び船尾形状の研究」を主題とした SR 183 研究部会最終年度の報告である。本研究部会は昭和55年度より本年度までの3ヶ年にわたって継続されたが、基本的には対象を3点に絞り、それぞれ小委員会を設けて研究を進めてきた。すなわち、第1小委員会では近い将来、別のSRとしてレーザー流速計を主軸とした実船伴流計測が実施されることを想定して、関連する計測技術ならびに供試候補船の適格条件を含む外的諸条件の検討を行ない、第2小委員会ではハイスクュー・プロペラを中心とした船尾振動軽減法ならびに理論的推定法を、第3小委員会では船尾形状と伴流分布との関連を、それぞれ追求した。そして56年度後半から57年度にかけては第4小委員会を設けて、同一実船について本船装備の通常型プロペラとSR183として設計製作したハイスクュー・プロペラとの船尾振動比較実験を行うための作業を推進した。「まえがき」にも述べた通り、この実船実験に関してはSR183単独ではなく航海訓練所及び日本海事協会との共同研究という形で進められた。本年度におけるそれぞれの小委員会及び実船による共同研究の成果は第2章以下第4章までに詳しく述べられている通りであるが、そのもっとも重要な点のみ要約すれば次の通りである。

第1小委員会(第2章)：実船伴流計測にLDV装置を用いることのメリットは十分確認されたが、装置の本船設置には多くの制約があり、これを克服する手段として光ファイバーの急速な進歩が期待される。

第3小委員会(第4章)：回流水槽での6隻の小型模型船による伴流計測、流線観測とポテンシャル計算、3次元境界層計算との比較によって船尾形状パラメータと伴流分布との定量的な関係が求められ、また理論計算を基本設計の段階で活用するに当っての具体的な指針がえられた。

第2・第4小委員会(第3章)：この部分はSR183・航訓・NK3者の共同研究になっており、本年度のみならず3ヶ年を通じてSR183としての最重要な成果といえよう。ただし、それに至る過程として55・56両年度に実施された第2小委員会による「プロペラに関する研究」が有効に役立っていることはいうまでもない。結論としては「青雲丸」の2次にわたる実船実験、およびこれに対応する模型実験と理論計算とによりハイスクュー・プロペラが船尾振動・騒音の低減に顕著な効果があることが実証された。

以上、本研究部会の研究成果の概要を述べたが、「まえがき」にも触れた通り、本研究は社会的ニーズと研究ポテンシャルとが効果的に噛み合った理想的なケースであったように思われる。ただし、実船実験を実施するからには、SRの新規計画の段階で供試船が内定していることは必要条件と云ってよいであろう。このことは、技術的にも予算的にも、また共同研究体制の点からもいえることであって、今後のSRの在り方に貴重な指針と啓示をえたといえる。また、さらに加えれば、SRの新規課題の選定には研究者側の意欲と創意がもっと尊重されなければ研究の効果は挙がらないということが今回の体験によって一層確信された。

なお、将来のSRで実施される実船実験の形態には多種多様あろうが、今回のように新造船ではなく既に就役している非商業船を供試船として実施する場合も増えるものと思われる。今回の経験はこの点でも貴重な試験であった。その主要な部分は「まえがき」(付記)に記しておいたが、その内容は56年度中に処理した問題に限られており、57年度に入ってから処理した次の問題については触れられない。すなわちSR183で造った青雲丸用H.S.P.の最終帰属の問題である。元来実船用H.S.P.の予算はSR全体の予算が苦しいという情況下にあって、メーカー側の協力により実価格よりかなり低目の600万円を計上していたのが、予算削減のため292万円と半分以下にせざるをえなかつた。この対策のひとつとして、292万円をプロペラ製作費とせず、地金は後日適当な時期に回収されるものとして、加工費という費目変更の案をも含めて検討した。しかし、物品管理上の問題点を航海訓練所・日本造船研究協会・日本鋼管三者間で慎重に検討した結果、地金回収案を却け、本船H.S.P.はSR183で造り、58年3月末をもって日本造船研究協会から航海訓練所に寄付する方針とした。本研究が、船主として青雲丸を提供して下さった航海訓練所、二度にわたる入渠工事に

苦しいドック・スケジュールの中を全面的にご協力下さった日本钢管(浅野)をはじめ、NK技研、神戸製鋼所、ナカシマプロペラ、さらに水槽試験にご協力頂いた三井造船・石川島播磨重工(第3小委員会関係は佐世保重工)など関係各方面と船研・技セ・大学との一致協力によってはじめて可能となったことを特記し、ここに深甚の謝意を表したい。

最後に、各項目ごとの研究担当機関名と、58年2月18日最終の本委員会において出席の武藤委員(航訓)より披露された、青雲丸(在オーストラリア)日下船長よりの報告「本船H.S.P.はすべて快調なり」を記して結びとする。

研究項目と分担一覧表

研究項目	担当機関
実船伴流計測のためのレーザー流速計の性能試験研究	船舶技術研究所、三井造船
プロペラに関する研究	
1. 青雲丸ハイスクュープロペラの設計	
(1) 抵抗・自航試験および伴流計測	三井造船
(2) ハイスキュープロペラの設計	神戸製鋼所
(3) ハイスキュープロペラの製作	ナカシマプロペラ、神戸製鋼所
(4) プロペラ単独試験	石川島播磨重工業
2. 青雲丸における実船実験	
(1) 配線、配管等実験準備工事、復旧工事	日本钢管及び実験担当機関
(2) スラスト、馬力の計測	航海訓練所
(3) キャビティ範囲の観察	三井造船、船舶技術研究所、神戸製鋼所
(4) キャビティ厚みの計測	船舶技術研究所、ナカシマプロペラ、三井造船
(5) 変動圧力の計測	住友重機械工業
(6) キャビテーション騒音の計測	東京大学、三菱重工業
(7) 翼応力・軸力・船体振動・船内騒音の計測	日本海事協会
3. 模型実験	
(1) キャビティ範囲の観察	船舶技術研究所、東京大学
(2) キャビティ厚みの計測	船舶技術研究所
(3) 変動圧力の計測	船舶技術研究所
(4) キャビテーション騒音の計測	東京大学
4. 理論計算	
変動圧力および起振力の計算	三菱重工業、日立造船、石川島播磨重工業、川崎重工業
船尾形状とウェークの研究	
(1) 渦度分布について	石川島播磨重工業、東京大学
(2) ポテンシャル計算	日本钢管
(3) 境界層計算	大阪府立大学
(4) 伴流分布の相違とプロペラ起振力	三菱重工業
(5) 船尾形状と伴流分布の関係	住友重機械工業、佐世保技術開発、船舶技術研究所
(6) 他船型による船型と伴流分布の関係	大阪大学
(7) 船尾形状と伴流分布に関する文献リストの作成	日立造船